

Pablo Pérez Muñoz

Desarrollo de nuevas técnicas de verificación y compensación de sistemas de fabricación para metrología dimensional trazable en proceso

Departamento
Ingeniería de Diseño y Fabricación

Director/es
Santolaria Mazo, Jorge
Albajez García, José Antonio

<http://zaguan.unizar.es/collection/Tesis>

© Universidad de Zaragoza
Servicio de Publicaciones

ISSN 2254-7606



Universidad
Zaragoza

Tesis Doctoral

DESARROLLO DE NUEVAS TÉCNICAS DE
VERIFICACIÓN Y COMPENSACIÓN DE SISTEMAS
DE FABRICACIÓN PARA METROLOGÍA
DIMENSIONAL TRAZABLE EN PROCESO

Autor

Pablo Pérez Muñoz

Director/es

Santolaria Mazo, Jorge
Albajez García, José Antonio

UNIVERSIDAD DE ZARAGOZA
Ingeniería de Diseño y Fabricación

2019



Universidad
Zaragoza

**Desarrollo de nuevas técnicas de verificación
y compensación de sistemas de fabricación
para metrología dimensional trazable en proceso**

Pablo Pérez Muñoz

TESIS DOCTORAL

Zaragoza, 2019.



**Universidad
Zaragoza**

**Desarrollo de nuevas técnicas de verificación y
compensación de sistemas de fabricación para
metrología dimensional trazable en proceso**

Pablo Pérez Muñoz

Dirigida por

Dr. Jorge Santolaria Mazo

Dr. José Antonio Albajez García

Para la obtención del Título de Doctora
por la Universidad de Zaragoza

Zaragoza, Septiembre de 2019



D. **Jorge Santolaria Mazo**, Doctor por la Universidad de Zaragoza y Catedrático del departamento de Ingeniería de Diseño y Fabricación de la Universidad de Zaragoza.

INFORMA:

Que la tesis titulada **“Desarrollo de nuevas técnicas de verificación y compensación de sistemas de fabricación para metrología dimensional trazable en proceso”**, elaborada por D. **Pablo Pérez Muñoz**, ha sido realizada bajo mi dirección, se ajusta al proyecto de tesis inicialmente presentado y cumple los requisitos exigidos por la legislación vigente para optar al grado de Doctora por la Universidad de Zaragoza. Una vez finalizada, autorizo su presentación en la modalidad de compendio de publicaciones para ser evaluada por el tribunal correspondiente.

Zaragoza, a 13 de Septiembre de 2019,

Fdo. D. Jorge Santolaria Mazo



D. **José Antonio Albajez García**, Doctor por la Universidad de Zaragoza y Profesor Titular del departamento de Ingeniería de Diseño y Fabricación de la Universidad de Zaragoza.

INFORMA:

Que la tesis titulada “**Desarrollo de nuevas técnicas de verificación y compensación de sistemas de fabricación para metrología dimensional trazable en proceso**”, elaborada por D. **Pablo Pérez Muñoz**, ha sido realizada bajo mi dirección, se ajusta al proyecto de tesis inicialmente presentado y cumple los requisitos exigidos por la legislación vigente para optar al grado de Doctora por la Universidad de Zaragoza. Una vez finalizada, autorizo su presentación en la modalidad de compendio de publicaciones para ser evaluada por el tribunal correspondiente.

Zaragoza, a 13 de Septiembre de 2019,

Fdo. D. José Antonio Albajez García

Esta tesis se presenta como un compendio de publicaciones de las siguientes publicaciones:

- P. Pérez, J.A. Albajez, J. Santolaria, *Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements*. Journal of Manufacturing Systems, vol. 41, pp. 277–286, 2016.
- P. Pérez, S.Aguado, J.A. Albajez, J. Velazquez, J. Santolaria, J.J. Aguilar, *Analysis of the measurement capacity of a machine tool*. Procedia Manufacturing, vol. 13, pp. 434-441, 2017.
- S. Aguado, P. Pérez, J.A. Albajez, J. Velazquez, J. Santolaria, *Monte Carlo method to machine tool uncertainty evaluation*. Procedia Manufacturing, vol. 13, pp. 585-592, 2017.
- P. Pérez, S. Aguado, J.A. Albajez, J. Santolaria, *Influence of laser tracker noise on the uncertainty of machine tool volumetric verification using the Monte Carlo method*. Measurements, vol. 133, pp. 81-90, 2019.
- S. Aguado, P. Pérez, J.A. Albajez, J. Santolaria, J. Velazquez, *Study on machine tool positioning uncertainty due to volumetric verification*. Sensors, vol. 19(13), pp. 2847, 2019.
- P. Pérez, W.P. Syam, J.A. Albajez, J. Santolaria, R. Leach, *Lateral error compensation for stitching-free measurement with focus variation microscopy*. Measurement Science and Technology, vol. 30, 065002, 2019.

La tesis forma parte del proyecto “METRAP: Desarrollo de nuevas técnicas de verificación y compensación de sistemas de fabricación para metrología dimensional trazable en proceso”. (DPI2013-46979-C2-1-P). Investigador principal: Jorge Santolaria Mazo.

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar querría expresar mi más sincero agradecimiento a mis directores de tesis, José Antonio Albajez y Jorge Santolaria, por toda su ayuda, sus consejos, su apoyo y por haberme guiado durante todos estos años. Sin ellos no habría sido posible la consecución de este trabajo que es tan suyo como mío.

También quisiera mostrar mi agradecimiento al resto de compañeros del Grupo de Ingeniería de Fabricación y Metrología Avanzada y el personal del departamento de Ingeniería de Diseño y Fabricación con los cuales he compartido este año y también me han prestado su apoyo.

También quiero agradecer especialmente el apoyo que he recibido de mis padres y mis hermanas que nunca han dudado que lograría alcanzar la meta y de tanto escucharme hablar de mi doctorado son ya todos unos expertos en metrología.

Por último pero no por ello menos importante, quisiera agradecerle a Bea su apoyo incondicional y por todos estos años compartidos.

Muchas gracias a todos.

INDICE

1. INTRODUCCIÓN	19
1.1. Contexto	19
1.2. Motivación de la tesis.....	20
1.3. Alcance y objetivos.....	20
1.4. Estructura	21
2. ESTADO DEL ARTE	25
2.1. Introducción a la verificación de máquina herramienta	25
2.2. Fuentes de error que afectan a la precisión de la máquina herramienta.....	28
2.3. Errores geométricos	28
2.4. Errores térmicos.....	29
2.5. Error Máximo Permitido (MPE).....	31
2.6. Compensación de errores	32
2.7. Modelo cinemático de la Máquina Herramienta	33
2.8. Conformidad, trazabilidad y medición de la incertidumbre	36
2.9. Normativa Estandarizada	37
3. PRESENTACIÓN DE LAS PUBLICACIONES.....	41
3.1. Justificación de unidad temática.....	41
3.2. Presentación de la publicación “Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements”	44
3.3. Presentación de la publicación “Analysis of the measurement capacity of a machine tool”	48
3.4. Presentación de la publicación “Monte Carlo method to machine tool uncertainty evaluation”	50
3.5. Presentación de la publicación “Influence of laser tracker noise on the uncertainty of machine tool volumetric verification using the Monte Carlo method”	51
3.6. Presentación de la publicación “Study on Machine Tool Positioning Uncertainty Due to Volumetric Verification”	54
3.7. Presentación de la publicación “Lateral error compensation for stitching-free measurement with focus variation microscopy”	56
4. PUBLICACIONES.....	63
4.1. <i>Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements</i>	63
4.2. <i>Analysis of the measurement capacity of a machine tool</i>	73
4.3. <i>Monte Carlo method to machine tool uncertainty evaluation</i>	81
4.4. <i>Influence of laser tracker noise on the uncertainty of machine tool volumetric verification using the Monte Carlo method</i>	89
4.5. <i>Study on machine tool positioning uncertainty due to volumetric verification</i>	99
4.6. <i>Lateral error compensation for stitching-free measurement with focus variation microscopy</i>	117
5. METODOLOGÍA.....	129
5.1. Material y equipos utilizados	129
5.1.1. Máquina herramienta	129
5.1.2. Palpador	130
5.1.3. Laser Tracker	131
5.1.4. Alicona	133
5.2. Medición de los errores de estabilización del Laser Tracker	135
5.3. Efecto de las turbulencias sobre las mediciones con Laser Tracker	141
5.4. Medición de la desviación de la punta del palpador	148

5.5. Medición de los errores mediante placa patrón.....	152
5.5.1. Proceso de medición	152
5.5.2. Cálculo de errores	154
5.5.3. Influencia de la temperatura.....	158
5.6. Fuentes de incertidumbre	164
5.7. Medición de errores del ALICONA	166
5.7.1. Medición de los errores con interferómetro	166
5.7.2. Análisis de las mediciones con y sin stitching	169
5.8. Verificación de máquina herramienta con el Laser Tracker fuera	180
6. ANEXOS	187
6.1. Índice de impacto de las publicaciones.....	187
6.2. Justificación de la contribución en coautoría.....	188
BIBLIOGRAFÍA	189

INDICE DE FIGURAS

Figura 2.1. Tendencia de la precisión alcanzable según Taniguchi [21].....	25
Figura 2.2. Ejemplo de una pieza NAS979: círculo, diamante, cuadrado.	26
Figura 2.3. Verificación mediante barra de bolas telescópica. Fuente: Renishaw.	27
Figura 2.4. Medición del error mediante un vector de posiciones, método diagonal por pasos.	27
Figura 2.5. Ejemplos de MPE según la norma ISO 10360-5 [109].	31
Figura 2.6. Compensación de errores mediante tabla de compensación.....	32
Figura 2.7. Compensación de errores mediante a tiempo real mediante PC.	33
Figura 2.8. Compensación de errores mediante post-procesado.....	33
Figura 2.9. Esquema cinemáticos de máquinas herramienta: a) FXYZ, b) XFYZ, c) XYFZ, d) XYZF.	34
Figura 2.10. Movimiento de los ejes de la máquina herramienta y su esquema cinemático.....	35
Figura 2.11. Representación de la zona de incertidumbre de un punto medido.	36
Figura 3.1. Comparación entre las mediciones y las ecuaciones modeladas.	45
Figura 3.2. Posición de los sensores (izda.) y temperatura de la carcasa (dcha.).	46
Figura 3.3. Configuración del ensayo de dilatación (izda.) y variación de la coordenada Z de un punto del LT2 medido con el LT1 (dcha.).	46
Figura 3.4. Configuración de la medición de la placa.....	48
Figura 3.5. Componentes de incertidumbre con y sin monitorización de temperatura	49
Figura 3.6. Distribución del error final.	50
Figura 3.7. Procedimiento para calcular la incertidumbre.....	51
Figura 3.8. Simulación de los puntos medidos con el error del ruido del Laser Tracker.	52
Figura 3.9. Error Máximo Permisible.....	53
Figura 3.11. Error residual de los puntos de verificación de 1000 tests.	55
Figura 3.12. Artefacto diseñado para medir los errores de los ejes X e Y del Alicona.....	57
Figura 3.13. Error inicial y residual de los puntos medidos.	58
Figura 5.1. Máquina herramienta ANAYAK VH1800.	129
Figura 5.2. Palpador de contacto.	130
Figura 5.3. Laser Tracker.	131
Figura 5.4. Retrorreflector tipo SMR.....	132
Figura 5.5. Nido centrante con base magnética.	133
Figura 5.6. Alicona G5 Infinite Focus.....	133
Figura 5.7. Variación máxima y mínima de la coordenada radial para ambos equipos.	135
Figura 5.8. Variación de la coordenada radial del API y Leica a distancias distintas del nido. .	136
Figura 5.9. Configuración del ensayo y variación de la coordenada radial de cada punto.....	136
Figura 5.10. Variación de la coordenada radial después de compensar el error modelado. ...	137
Figura 5.11. Representación de como la expansión del cabezal modifica las distancias radiales.	137
Figura 5.12. Variación de la coordenada radial después de compensar la dilatación térmica.	138
Figura 5.13. Variación de coordenada z del nido y cabezal a lo largo del tiempo.	138
Figura 5.14. Variación de coordenada radial entre el cabezal y el nido a lo largo del tiempo.	139

Figura 5.15. Variación de la coordenada radial después de compensar la dilatación térmica entre nido y cabezal.	139
Figura 5.16. Representación de la fuente del láser en cada modelo de Laser Tracker.....	140
Figura 5.17. Coordenada radial del ensayo a dos metros a lo largo del tiempo.....	142
Figura 5.18. Dispersión de la medición con el retro-reflector a dos metros.	142
Figura 5.19. Ensayos a 3200 mm, 5000 mm y 6000 mm.....	143
Figura 5.20. Relación entre la dispersión y la distancia medida cuando existe una perturbación.	143
Figura 5.21. Coordenada radial del ensayo a varias temperaturas.	144
Figura 5.22. Dispersión de la medición a varias temperaturas.	144
Figura 5.23. Sensor de posición 0.25 segundos antes y después de la pérdida del láser.	145
Figura 5.24. Valores obtenidos por el sensor de posición a distintas distancias de medición.	145
Figura 5.25. Desviación del rayo en un tramo de 2.5 m con aire turbulento.	146
Figura 5.26. Aumento de la distancia recorrida por el haz láser al desviarse en flujo turbulento.	146
Figura 5.27. Desviación del rayo en un tramo de 2.5 m con aire no turbulento.	147
Figura 5.28. Aumento de la distancia recorrida por el haz láser al desviarse en flujo laminar.	147
Figura 5.29. Distintas puntas de palpador usadas.	148
Figura 5.30. Posición del centro de la esfera calibrada para distintos ángulos del cabezal.	148
Figura 5.31. Desviación euclídea (en milímetros) del centro de la esfera para cada posición angular del cabezal (en grados).	149
Figura 5.32. Desviación euclídea (en milímetros) del centro de la esfera para cada posición angular del cabezal (en grados).	150
Figura 5.33. Ejemplo de variación de desplazamiento de un palpador no isotrópico [145]. ...	151
Figura 5.34. Geometría de la placa patrón.....	152
Figura 5.35. Sentido de la medición (a) anti-horario y (b) horario.	153
Figura 5.36. Sentido de la medición de la placa en los planos XZ o YZ.	154
Figura 5.37. Medición de la placa en el plano YZ.	154
Figura 5.38. Ejemplo de perpendicularidad entre los movimientos lineales de los ejes X y Z.	155
Figura 5.39. Errores de la placa en los ejes XY.	155
Figura 5.40. Error xPx para cada posición del eje X.	156
Figura 5.41. Error yPy para cada posición del eje Y.	156
Figura 5.42. Error xTy para cada posición del eje X.	157
Figura 5.43. Error yTx para cada posición del eje Y.....	157
Figura 5.44. Error xRz para cada posición del eje X.	158
Figura 5.45. Desviación media de 6 mediciones de los 56 anillos antes y después de corregir los errores.	158
Figura 5.46. Temperatura de la máquina herramienta, de la placa y ambiental.....	159
Figura 5.47. Coordenada z del centro de un anillo esférico.....	160
Figura 5.48. Temperatura de la columna durante la medición de 22 puntos cuatro veces consecutivas.	160
Figura 5.49. Variación de la coordenada z de los 22 puntos medidos cuatro veces consecutivas.	161
Figura 5.50. Coordenada z tras aplicar la corrección de la expansión térmica.....	161
Figura 5.51. Incremento de la coordenada Y respecto a la temperatura del cabezal.	162

Figura 5.52. Incremento de la coordenada X respecto a la temperatura del cabezal.	162
Figura 5.53. Efecto de la dilatación térmica de la máquina herramienta sobre la medición. ..	163
Figura 5.54. Fuentes de incertidumbre que afectan una verificación de máquina herramienta	164
Figura 5.55. Piezas utilizadas para la verificación del error de posición del eje Z.	168
Figura 5.56. Montaje para la verificación del error de posición del eje Z.....	168
Figura 5.57. Error de posición eje Z en los dos sentidos de movimiento.....	169
Figura 5.58. Error de posición eje Z en los dos sentidos de movimiento.....	169
Figura 5.59. Dos posiciones del eje Z del Alicona: Z=0 mm (izda.) y Z=80 mm (dcha.).....	170
Figura 5.60. Desviación de las dos posiciones del eje Z.	170
Figura 5.61. Variación de la longitud del eje Z.	171
Figura 5.62. Artefacto utilizado para las primeras mediciones con y sin stitching.	172
Figura 5.63. Configuraciones del <i>stitching</i> estudiadas.....	173
Figura 5.64. Artefacto diseñado para medir los errores de mediciones stitching free.	174
Figura 5.65. Artefacto alineado con el eje X (izda.), con el eje Y (centro) y oblicuo (dcha.).....	175
Figura 5.66. Parámetros de error calculados en el post-procesado.	175
Figura 5.67. Desviación antes y después de corregir los errores (inicial y final respectivamente).	176
Figura 5.68. Ensayos elegidos para el modelado de los errores.	177
Figura 5.69. Error residual medio frente al número de iteraciones.	178
Figura 5.70. Valores de los parámetros de error estimados para la lente 5×.....	178
Figura 5.71. Errores en distancia de las mediciones antes y después de compensar los errores.	179
Figura 5.72. Errores de posición (mm), antes y después de compensar los errores.	179
Figura 5.73. Valores de los parámetros de error estimados para la lente 10×.....	180
Figura 5.74. Medición del artefacto con stitching (izquierda) y sin stitching (derecha).....	180
Figura 5.75. Error en distancia antes y después de compensar los parámetros de error.	181
Figura 5.76. Modelo cinemático de máquina herramienta XFYZ con Laser Tracker: a) verificación convencional y b) metodología propuesta.	182
Figura 5.77. Representación de las mediciones realizadas.	183
Figura 5.78. Mediciones en Spatial Analyzer.	184
Figura 5.79. Montaje realizado para obtener mismo offset en las rectas y los planos.	184
Figura 5.80. Error inicial.	185
Figura 5.81. Error residual.....	185

INDICE DE TABLAS

Tabla 2.1. Errores geométricos por tipo y eje de movimiento según la norma VDI 2617-3.....	29
Tabla 5.1. Características principales de los sistemas láser utilizados en la tesis.....	131
Tabla 5.2. Características de las distintas lentes del Alicona G5 Infinite Focus.....	134
Tabla 5.3. Repetibilidad de los datos antes de corregir la punta.....	149
Tabla 5.4. Repetibilidad de los datos después de corregir la punta	150
Tabla 5.5. Distancia entre los agujeros de los extremos para cada estrategia en los dos ejes.	174
Tabla 5.6. Comparación de los diferentes modelados de los parámetros.....	180

INTRODUCCIÓN



1 INTRODUCCIÓN

En este primer capítulo se define el contexto dentro del cual se ha desarrollado la investigación, la motivación de la misma, así como el alcance y los objetivos de la tesis. Finalmente se desglosa la estructura de la tesis mediante un breve resumen del contenido de los siguientes capítulos.

1.1 Contexto

Una máquina herramienta es una máquina cuyo objetivo principal es la fabricación de piezas principalmente metálicas o de otros materiales rígidos generalmente cortando, perforando, rectificando, o aplicando otras formas de deformación [1].

Las máquinas herramienta pueden operarse manualmente o mediante control automático. Las primeras máquinas utilizaban volantes para estabilizar su movimiento y poseían sistemas complejos de engranajes y palancas para controlar la máquina y las piezas en que trabajaba. A principios de la década de 1950 se desarrollaron los sistemas de control numérico [2]. Fue en el Instituto de Tecnología de Massachusetts (MIT) donde se automatizó por primera vez una fresadora. Las máquinas de control numérico utilizaban tarjetas perforadas para controlar su movimiento. En la década de 1960 se añadieron computadoras para aumentar la flexibilidad del proceso. Tales máquinas se denominaron máquinas de Control Numérico por Computadora (CNC). Estas máquinas han adquirido una gran flexibilidad pudiendo realizar un amplio rango de tareas, repetir secuencias una y otra vez con precisión así como producir piezas mucho más complejas que las que podría hacer el operario más experimentado.

Las máquinas herramienta están constituidas por múltiples elementos que permiten los movimientos de traslación o rotación ya sea de la pieza o de la propia herramienta. Como consecuencia de un mal montaje entre los elementos propios o debido a diversos factores pueden aparecer errores que reducen la precisión de la máquina herramienta [3-11]. En 1980 R. J. Hocken [12] definió “error”, en términos de desviaciones de una máquina herramienta, como la diferencia entre la respuesta real de la máquina a una instrucción realizada de acuerdo al protocolo aceptado por dicha máquina y la respuesta esperada por el protocolo de la misma instrucción.

La fabricación de piezas mediante arranque de viruta debe ir acompañada de un proceso de verificación para comprobar que se cumplen las tolerancias requeridas [13]. Existen tres técnicas principalmente para validar la verificación periódica de la máquina herramienta:

1. Realizando algún tipo de ensayo de mecanizado, por ejemplo, NAS979: prueba de corte compuesto.
2. Inspección *in situ* con galgas o artefactos mediante una sonda de contacto.
3. Procedimientos específicos utilizando equipos de medición metrológicos.

Actualmente los procesos de fabricación y de verificación de pieza se realizan en máquinas y entornos distintos. La fabricación se realiza en talleres con máquinas herramienta mientras que la verificación se realiza en laboratorios metrológicos con máquinas de medición por coordenadas. Sin embargo, hoy en día, las máquinas herramienta tienen la posibilidad de instalar en su cabezal porta-herramientas un palpador para medición por contacto, lo cual permitiría realizar la verificación de pieza inmediatamente después e incluso durante para

corregir el proceso de fabricación. Para que esto sea factible, debe asegurarse la trazabilidad del proceso de medición y para ello es necesario conocer la incertidumbre de medición de la máquina herramienta.

1.2 Motivación de la tesis

La idea fundamental que persigue la metrología en proceso es la capacidad de realizar y obtener datos de medida para control y aseguramiento de la calidad directamente en el proceso de fabricación.

Las necesidades de verificación de piezas en poco tiempo y con alta precisión aumentan de manera constante en sectores que requieren el mecanizado de piezas y conjuntos mecánicos complejos de precisión tales como el aeronáutico, automoción, energías renovables o industria mecánica pesada, que obtienen las piezas mediante máquinas herramienta o sistemas de fabricación y montaje dedicados. Existe por tanto una creciente necesidad de inspeccionar con alta precisión, y con el menor tiempo y coste de proceso posible, piezas en máquina herramienta en proceso, es decir, mientras la pieza sigue amarrada en la máquina durante o nada más terminar el proceso de mecanizado. Para poder cubrir estas necesidades es necesario desarrollar técnicas y sistemas de medición y compensación de errores que permitan estimar y reducir la incertidumbre de medida a valores que hagan posible el uso de los propios sistemas de fabricación como sistemas de medida trazables que cumplan esta tarea. Estos sistemas de fabricación que realizan con carácter general tareas de fresado, torneado y rectificado pueden realizar operaciones de medición por contacto con palpador o a través de sistemas ópticos dedicados intercambiables en el cabezal de la máquina.

Los objetivos generales de esta tesis son por tanto el desarrollo de técnicas y procedimientos de medida y corrección que permitan por un lado aumentar o hacer factible la capacidad de medición en proceso de máquinas herramienta, y por otro disminuir la incertidumbre de medida y asegurar la trazabilidad de las mediciones.

1.3 Alcance y objetivos

La tesis de investigación se marca como objetivo principal el desarrollo y la optimización de técnicas de medición con y sin contacto en máquina herramienta que permitan caracterizar la capacidad de medición en proceso, fijar límites alcanzables de precisión para una determinada máquina en relación con las técnicas de medida empleadas y determinar de forma fiable la incertidumbre futura de dichas mediciones en proceso y su trazabilidad.

Además se marca el objetivo específico de desarrollar modelos de error para medidores de alto rango, como los Laser Trackers. Dichos modelos de error tienen que permitir la determinación de incertidumbres de medida en magnitud y dirección.

Estos objetivos están enfocados a alcanzar retos para el I+D industrial tales como la obtención de nuevas herramientas para el control de calidad y la fabricación con cero defectos, la obtención de nuevas tecnologías de fabricación de altas prestaciones en términos de eficiencia, robustez y precisión y la obtención de nuevas herramientas metroológicas y métodos para el procesado de la información de fabricación.

Para lograr el cumplimiento del objetivo principal de la investigación, se han planteado una serie de objetivos específicos, los cuales se detallan a continuación:

1. Revisión de la documentación normalizada relacionada con medición en proceso y verificación de sistemas de medida de alto rango y máquina herramienta.
2. Análisis de fuentes de error geométricas y no geométricas con influencia en el error volumétrico de la máquina herramienta y de los sistemas de medida de alto rango.
3. Generación paramétrica de modelos cinemáticos de máquina herramienta incluyendo errores geométricos en función de la configuración cinemática de los ejes.
4. Selección de técnicas de medición en máquina herramienta a bordo y con instrumentos de medida externos. Modelado e identificación de parámetros del sistema de medida.
5. Simulador de captura de datos afectados por errores geométricos, no geométricos y de medición para validación de algoritmos de identificación de error.
6. Desarrollo de procedimientos de medida, secuencias de medición, algoritmos de identificación y protocolo de verificación para compensación fiable de errores de medición en proceso.
7. Validación experimental de las técnicas de identificación de error y compensación en sistemas de medida de alto rango y máquina herramienta.
8. Integración de capacidad de medición en proceso.

El alcance por lo tanto será desarrollar técnicas de identificación de errores que vayan acompañados de una estimación lo más aproximada posible de la incertidumbre de la máquina herramienta para poder llevar a cabo mediciones en proceso trazables.

1.4 Estructura

La presente tesis tiene la siguiente estructura: Inicialmente, en el capítulo segundo se presenta el estado del arte definiendo principalmente las técnicas de verificación y de cálculo de errores existentes. En este capítulo se analizan también los errores térmicos, los métodos de compensación existentes y se explica la evolución de la modelización de las cadenas cinemáticas de máquinas herramienta. El capítulo finaliza presentando las definiciones de conformidad, trazabilidad y medición de la incertidumbre.

En el siguiente capítulo, el tercero, se presenta la unidad temática de los artículos publicados y se realiza una breve presentación de cada uno de ellos.

Una vez presentados los artículos, el cuarto capítulo contiene los artículos tal y como han sido publicados.

El quinto capítulo se presenta como un complemento de los artículos. El capítulo se inicia presentando los principales equipos y materiales utilizados. Las siguientes secciones de este capítulo presenta la metodología explicando los principales ensayos realizados y los resultados obtenidos.

Finalmente se presentan los anexos que contienen información sobre los índices de impacto de las revistas donde se han publicado los artículos. Por último puede verse la bibliografía consultada.

ESTADO DEL ARTE



2 ESTADO DEL ARTE

2.1 Introducción a la verificación de máquina herramienta

La verificación de una máquina herramienta permite extraer información metrológica y característica de cada máquina a partir de la medición de una serie de puntos capturados mediante diferentes sistemas de medida.

La verificación de máquina herramienta es un tema de creciente interés para la metrología por lo que se están realizando importantes esfuerzos para mejorar los procedimientos y las técnicas dirigidas a este fin. Durante los últimos años, algunos de estos métodos han sido estudiados [14-16] y probados en su mayoría sobre máquinas de medir por coordenadas y no tanto sobre máquina herramienta [17,18].

El Doctor Georg Schlesinger es reconocido como el pionero en las técnicas y procedimientos de verificación de máquina herramienta. En 1927 fue publicado por primera vez su libro *Prüfbuch für Werkzeugmaschinen* (traducido como: Libro de ensayos para máquinas herramienta) [19], estableciendo en él una serie completa de especificaciones de pruebas de aceptación para máquinas herramienta.

A medida que aumentaba la demanda industrial en todo el mundo para lograr ajustes de montaje significativamente mejores, las máquinas herramienta que los producían también tenían que fabricarse con mayores niveles de precisión. De este modo en la década de 1970, los requerimientos de tolerancia crítica para el mecanizado se acordaron en general en ≈ 0.01 mm. El mecanizado de precisión se estableció en $\approx 0.1 \mu\text{m}$, mientras que para el mecanizado ultrapreciso fue de $\approx 0.01 \mu\text{m}$. Tras treinta años, concretamente en el año 2000, este estricto requisito de tolerancia se había ajustado notablemente de modo que el mecanizado normal ahora alcanzaba $\approx 1 \mu\text{m}$, el mecanizado de precisión sería de $\approx 0.01 \mu\text{m}$, mientras que para el mecanizado de ultraprecisión se estableció que sería de $\approx 0.001 \mu\text{m}$ [20-22].

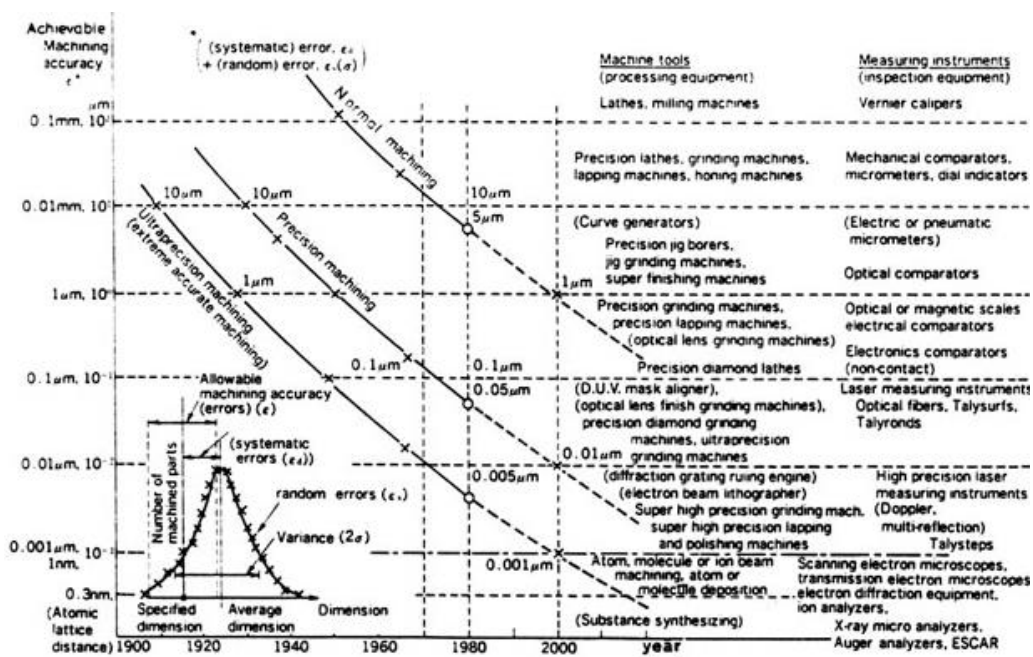


Figura 2.1. Tendencia de la precisión alcanzable según Taniguchi [21].

Los errores geométricos pueden ser medidos principalmente usando dos métodos: mediante métodos directos o mediante métodos indirectos.

Los métodos directos requieren múltiples mediciones con sus respectivos montajes diferentes para calcular cada error, lo cual hace lento a este método en comparación con los métodos indirectos que con la medición de una única nube de puntos que englobe el espacio de trabajo ya permite la estimación de los errores. Sin embargo, son los métodos directos los que proporcionan datos reales del comportamiento de cada error, los métodos indirectos proporcionan el valor óptimo del conjunto de errores.

En 1966 la Asociación de Industrias Aeroespaciales de América definió una serie de pruebas de corte estandarizadas para máquinas de fresado por control numérico en el Estándar Nacional Aeroespacial NAS979 [23]. La máquina herramienta se utiliza para fabricar una pieza de prueba en condiciones controladas. El rendimiento de la máquina se evalúa luego verificando la precisión dimensional de la pieza de prueba en una máquina de medir por coordenadas. La sección 4.3.3.5.1 de esta norma define una prueba de corte compuesto que involucra el mecanizado de perfiles circulares, de diamante y de forma cuadrada bajo control CNC.

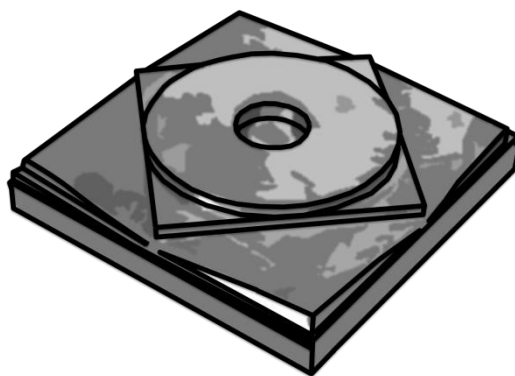


Figura 2.2. Ejemplo de una pieza NAS979: círculo, diamante, cuadrado.

NAS979 ahora se considera obsoleta y sin reemplazo directo. Sin embargo, pruebas de círculo, diamante y cuadrado similares se definen ahora en la Norma Internacional ISO 10791-7 2014 [24] y en la Norma Americana ASME B5.54 2005 [25].

En 1991 Knapp *et al* [26] y Trapet *et al* [27] estudiaron distintos artefactos para la verificación de máquinas de medir por coordenadas y máquinas herramienta con el fin de que el usuario pudiera comprobar la precisión especificada y garantizada por el proveedor después de la instalación de la máquina y durante los años de operación.

En 1982 Bryan *et al* [28,29] propuso la utilización de una barra de bolas telescópica como patrón para el cálculo de errores de una máquina herramienta mediante la realización de trayectorias circulares. Este método resulta económico y fácil de usar pero abarca un limitado volumen de trabajo por lo que resulta útil para máquinas herramienta pequeñas y medianas, pero queda descartado para las máquinas herramientas de grandes dimensiones.



Figura 2.3. Verificación mediante barra de bolas telescópica. Fuente: Renishaw.

La comparación de la trayectoria realizada con respecto a la esperada determina el error resultante, que proporciona un resultado numérico simple que indica la capacidad de la máquina herramienta. Tal es el valor de la prueba de barra de bolas telescópica, que se ha incluido en numerosas Normas nacionales e internacionales [25, 30-32].

En 1988 Zhan *et al* [33] desarrollaron un método para realizar la verificación volumétrica de una máquina de tres ejes lineales mediante la medición de 22 líneas distribuidas en el volumen de trabajo. En el año 2001 Chen *et al* [34] optimiza este método reduciendo el número de líneas de 22 a 15. Por otra parte, son varios los investigadores que optaron por estudiar el error volumétrico de una máquina herramienta a partir de la medición láser de un vector de posiciones [35-38]. En el año 2003 Chapman [39] presentó las restricciones de este método. En el año 2005 J.A. Soons [40] y O. Svoboda en 2006 [41] confirmaron que un mal alineamiento del espejo o del láser generaban importantes errores en este método. Para solucionar estas limitaciones, entre 2009 y 2010 Ibaraki *et al* mejoraron el método diagonal por pasos para 2D y 3D realizando mediciones lineales adicionales paralelas a los ejes de la máquina [42,43].

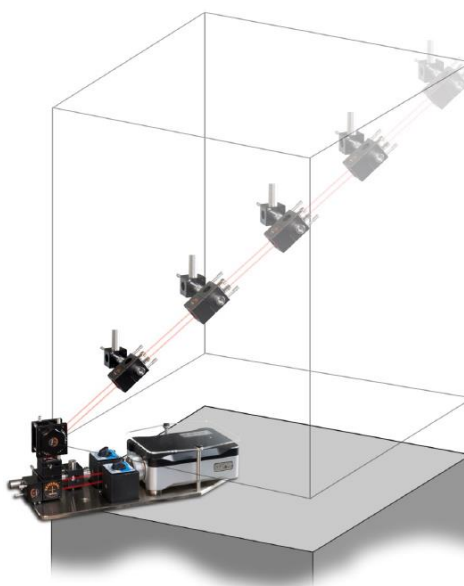


Figura 2.4. Medición del error mediante un vector de posiciones, método diagonal por pasos.

Desde la década de 1970, los sistemas de interferómetro láser se han empleado para procedimientos de calibración de precisión. Pero la incorporación del interferómetro láser a sistemas de medición con mayor grado de libertad como el *Laser Tracker* o el *Laser Tracer* permitió la verificación de máquina herramienta mediante sistemas de medición sin contacto [44-53].

Independientemente del sistema de medida empleado, la aproximación volumétrica consiste en medir una nube de puntos, ya sea ordenada o aleatoria, distribuidos por todo el volumen de trabajo, lo cual permite obtener información representativa del error global de la máquina herramienta. Por otra parte, la verificación geométrica busca la determinación de los errores geométricos de la máquina mediante la medición de las coordenadas espaciales de ciertos puntos.

2.2 Fuentes de error que afectan a la precisión de la máquina herramienta

Las distintas fuentes de error que afectan a la precisión de una máquina herramienta se dividen principalmente en dos grupos: errores cuasi-estáticos y errores dinámicos [11].

Los errores cuasi-estáticos son los que se producen entre la herramienta y la pieza. Estos errores están relacionados con la estructura de la máquina herramienta y pueden variar lentamente con el tiempo y la temperatura y son causados por fuentes geométricas, cinemáticas, térmicas, etc. [54-59]. Por otra parte, los errores dinámicos son causados por el movimiento del husillo, fuerzas de corte, vibraciones y errores del control [60-63].

A lo largo de los años, se han estudiado las diversas fuentes de error y se estima que aproximadamente un 70% del error total de una máquina herramienta lo componen las fuentes geométricas y térmicas [3,64-68], por lo que estas dos fuentes de error se van a considerar y estudiar con mayor detalle. Como el objetivo último es que la máquina herramienta actúe como una máquina de medir por coordenadas, se hace especial hincapié en los errores cuasi-estáticos.

2.3 Errores geométricos

Los errores geométricos son una causa de desviación que aparece durante el funcionamiento de la máquina. Estas desviaciones pueden ser debidas a diversas causas, como por ejemplo una fabricación inexacta de las guías de movimiento de la máquina, errores de montaje, flexión de componentes de la máquina debido a cargas estáticas, deformación de componentes a lo largo del tiempo, desgastes, causando errores en las trayectorias de movimiento de los ejes, etc.

Los movimientos de los ejes de una máquina herramienta pueden describirse mediante seis grados de libertad, tres de rotación y tres de traslación. Esto hace que los errores de una máquina herramienta de 3 ejes lineales se puedan definir mediante 21 errores geométricos, estos son los correspondientes a sus seis grados de libertad por cada eje además de otros tres errores de perpendicularidad, uno por cada par de ejes.

La notación de los errores geométricos esta estandarizada por las normas ISO 841 [69] y por la VDI 2617-3 [70].

Tabla 2.1. Errores geométricos por tipo y eje de movimiento según la norma VDI 2617-3.

Tipo de error		Eje de movimiento		
		X	Y	Z
Traslación	Posicionamiento	xTx	yTy	zTz
	Rectitud horizontal	xTy	yTx	zTx
	Rectitud vertical	xTz	yTz	zTy
Rotación	Vuelco	xRx	yRy	zRz
	Cabeceo	xRy	yRx	zRx
	Rumbo	xRz	yRz	zRy
Perpendicularidad		xWy	yWz	xWz

Los métodos para calcular los errores geométricos se clasifican principalmente en dos grupos: métodos directos [32,71-73] y métodos indirectos [74-80]. UNE-ISO 230-1:2014 [81] y la norma ASME B5.54-2005 [20] son dos normas internacionales donde se especifican métodos para medir y calcular los errores geométricos de una máquina herramienta usando métodos directos en condiciones cuasi-estáticas o sin carga. Con estos métodos se determina el valor de un error en cada posición del espacio de trabajo de la máquina. Sin embargo, con los métodos indirectos se determina la influencia conjunta de los errores en base al movimiento de los ejes y el modelo cinemático, de manera que no tienen un significado físico real, pero determinan una solución óptima que puede ser extrapolada a todo el volumen de trabajo. Por esta razón los sistemas de verificación volumétrica que usan laser tracer [74-76], laser tracker [77-79] o barras de bolas [80] como sistemas de medición son cada vez más usados en lugar de los métodos directos que usan interferómetros láser, niveles, etc., especialmente para la evaluación de máquinas herramienta de largo recorrido.

2.4 Errores térmicos

En los años 60 los errores térmicos fueron formalmente reconocidos como la mayor fuente de error sobre las piezas fabricadas [82,83]. Los tres principales mecanismos que producen un cambio de temperatura estructural son: calor generado internamente por la máquina, cambio de temperatura medio ambiental y fuentes de radiación externa [84].

Los efectos térmicos dentro de un entorno de mecanizado tienen una gran influencia en la estructura de una máquina herramienta y, por lo tanto, afectan la precisión de la pieza mecanizada. Cualquier forma de expansión y contracción creará una distorsión en la máquina herramienta y afectará a su precisión de posicionamiento [10,84,85]. A lo largo de los años, los investigadores han demostrado que esta distorsión térmica de la máquina herramienta puede generar entre el 40 y el 70% de todos los errores dimensionales en piezas mecanizadas con precisión. Por lo tanto, cualquier cambio mínimo de temperatura puede hacer una diferencia significativa en la calidad mecanizada de un componente [4].

El problema fundamental relacionado con la medición de posición en ejes lineales cuando están formados por un husillo de bolas con sistema de recirculación, es la expansión térmica que se crea en el husillo en servicio. La expansión térmica de este husillo puede dar como resultado un error de posicionamiento de una magnitud de 100 μm , dependiendo de la naturaleza y la longitud del programa de pieza del CNC real [82,87,88]. Es de destacar que

después de cada operación de mecanizado de un nuevo programa CNC de piezas de cualquier nivel de complejidad y longitud razonables, los husillos de bolas requerirán aproximadamente una hora para alcanzar una condición térmicamente estable. Esta condición de incremento térmico también es aplicable a las interrupciones en el ciclo operativo de mecanizado.

Como norma general, la expansión térmica de un husillo de bolas, se puede decir que "por cada metro de longitud de un husillo de bolas en frío, se espera que crezca entre 0.5 y 1 μm , después de cada doble carrera del recorrido" [89]. Esta expansión térmica se acumulará, dentro de ciertas restricciones de tiempo.

En 1995 Sato *et al* [90] introdujeron el diseño de un mecanismo de tornillo de avance activo que puede controlar o eliminar el juego de estos sistemas de movimiento lineal. Esta fue una importante mejora de los husillos de cara al posicionamiento ultra-preciso. La norma ISO 3408 [91] clasifica los husillos a bolas según su precisión, siendo la clase 1 los más precisos y la clase 10 los menos precisos. Esta clasificación de la precisión del mecanizado de los husillos a bolas, se define por la desviación longitudinal en función de la longitud de la rosca. Considerando que, la clase 7 es un husillo a bolas de baja precisión, aún puede ser utilizado en aproximadamente el 80% de las aplicaciones industriales. La clase 5 reduce estos errores a la mitad, siendo la desviación de 51 μm para un husillo de entre 1600 mm y 2000 mm de recorrido útil. La clase 3 a su vez reduce este error una vez más a la mitad, lo que brinda una precisión extremadamente alta, por ello se utiliza para la mayoría de las máquinas herramienta CNC de alta calidad de hoy en día.

Estas, junto a otras fuentes de calor internas, provocan un incremento de la temperatura de la máquina significativamente superior a los cambios en la temperatura ambiental. Diversos autores han tratado de modelar las máquinas herramienta mediante análisis con elementos finitos (FEA) [92-98]. Este método de análisis permite simular el comportamiento de los elementos estructurales de la máquina ante gradientes de temperatura, pero supone un reto importante tanto el modelado de los elementos estructurales como el definir las condiciones reales que se va a encontrar la máquina durante el mecanizado para que los resultados sean realistas. Una simplificación de los métodos por elementos finitos es el método de descomposición [99], que consiste en descomponer la máquina en sus principales elementos estructurales y analizar su comportamiento térmico por separado para obtener la respuesta conjunta al sumar los comportamientos de los distintos componentes por separado.

Para estudiar el comportamiento térmico de la máquina herramienta algunos autores realizaron simplificaciones para estimar estadísticamente estos errores mediante el uso de unos pocos sensores de temperatura [100,101]. Lee *et al* estudiaron cual era el número óptimo de sensores necesarios para modelar adecuadamente la temperatura de la máquina herramienta, concluyendo que dicho número era entre tres y cuatro [102]. Por otra parte, otros investigadores optaron por el uso de una cámara termográfica para obtener una visión aún más global de la temperatura de los elementos estructurales de la máquina [103,104].

Algunos autores han usado las mediciones de los sensores de temperatura para modelar los errores térmicos mediante filtros Kalman [105,106]. El filtro de Kalman es un algoritmo que sirve para poder identificar el estado oculto (no medible) de un sistema dinámico lineal. Este tipo de filtros son capaces de elegir la ganancia K de realimentación del error de forma óptima

cuando se conocen las varianzas de los ruidos que afectan al sistema. Dado que el filtro de Kalman es un algoritmo recursivo, puede aplicarse en tiempo real usando únicamente las mediciones de entrada.

Otra solución propuesta consiste en modelar los errores térmicos mediante redes neuronales [107,108]. Estas son un modelo computacional consistente en un conjunto de unidades conectadas entre sí para transmitirse señales. La información de entrada atraviesa la red neuronal, donde se somete a diversas operaciones, produciendo unos valores de salida.

Debido al gran impacto que las influencias de la temperatura tienen en la incertidumbre de la medición para cualquier característica del componente medido en el taller, deben corregirse a 20 °C. Sin embargo, corregir la temperatura dentro del taller de producción puede dar lugar a problemas prácticos imprevistos. En el taller, la temperatura puede variar durante la jornada laboral, a medida que se realizan mediciones dimensionales adicionales.

2.5 Error Máximo Permitido (MPE)

El error máximo permitido de una máquina de medir por coordenadas se define como el valor extremo del error de la indicación de dicha máquina para mediciones longitudinales, permitido por las especificaciones y regulaciones para la máquina. El error máximo permitido en una medición de longitud se puede expresar de una de las tres formas siguientes [109]:

1. $MPE = \pm \text{mínimo entre } (A + L/K) \text{ y } B$;
2. $MPE = \pm (A + L/K)$;
3. $MPE = \pm B$;

Donde “A” es una constante positiva expresada en μm y proporcionada por el fabricante; “K” es una constante positiva adimensional dada por el fabricante; “B” es el error máximo permitido en μm , determinado por el fabricante. Estas expresiones pueden aplicarse en cualquier posición y/o dirección dentro del volumen de la máquina de medir por coordenadas.

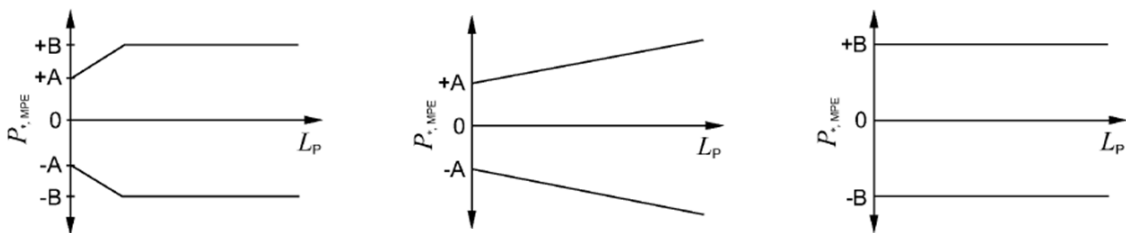


Figura 2.5. Ejemplos de MPE según la norma ISO 10360-5 [109].

La prueba se debe realizar con 5 componentes certificados (bloques patrones) de diversas longitudes, orientándolos en 7 direcciones distintas en el volumen de medición y medir cada uno 3 veces para obtener un total de 105 mediciones. Todos los resultados de las 105 mediciones tienen que estar dentro de los límites especificados por el fabricante (MPE). No se admiten las mediciones fuera de los límites.

La ventaja de este ensayo con respecto a otros es que aunque esté limitada a la medición de longitudes, el resultado de la medición tiene una trazabilidad directa a la unidad de longitud, el metro.

Esta norma está pensada para ser aplicada a máquinas de medición por coordenadas, pero dado que el objetivo de esta tesis es que la máquina herramienta funcione como una máquina de medir por coordenadas, realizar una estimación del error máximo permisible de la máquina herramienta nos acercaría al objetivo de obtener mediciones trazables.

2.6 Compensación de errores

La compensación de errores, ya sean geométricos o cinemáticos, ha sido ampliamente estudiada tanto para máquina herramienta como para máquina de medir por coordenadas [49-51,110-112]. La capacidad de compensación de los controles limita en la actualidad la aplicación de las técnicas de compensación cinemática adecuadas para el uso preciso y trazable de los sistemas de fabricación como sistemas de inspección directa.

La capacidad de compensación de los controles numéricos es variable y se basa en su versión más básica en tablas de interpolación de error que van desde los errores de posición únicamente hasta tablas de compensación por interpolación de 6 errores por eje y errores de perpendicularidad de los ejes.

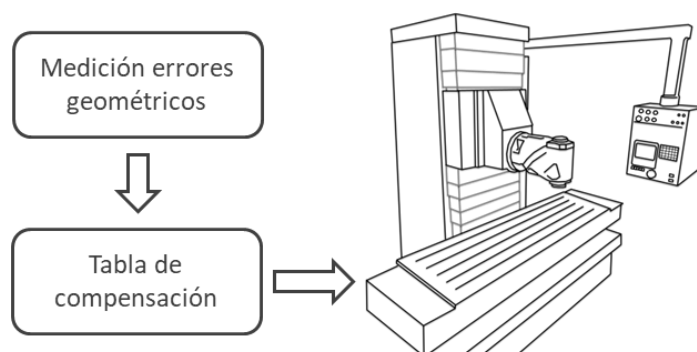


Figura 2.6. Compensación de errores mediante tabla de compensación.

La principal limitación de la compensación de errores mediante tablas es que la información debe ser cargada en el equipo, lo cual consume memoria. Además, la información introducida es discreta y los errores en puntos intermedios son obtenidos mediante interpolación lineal.

La utilización de controles de arquitectura abierta basada en ordenadores ofrece mayor flexibilidad. Este sistema permite introducir modelo cinemático y los parámetros de los errores [113-120]. Durante el mecanizado, el ordenador recibe señales de la posición real de los ejes, estas se introducen en el modelo matemático y este proporciona una señal correctiva con la que retroalimenta los servomotores para un posicionamiento correcto de los ejes mientras el programa es ejecutado.

Este método es especialmente complicado y costoso.

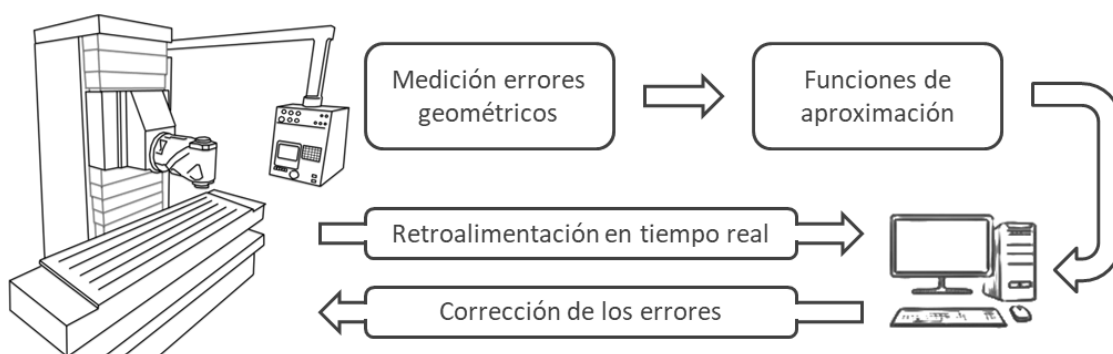


Figura 2.7. Compensación de errores mediante a tiempo real mediante PC.

Por otra parte, el modelo cinemático de la máquina puede ser usado como post-procesador de un programa CNC e introducir los errores geométricos en él, obteniendo un CNC modificado para que acuda a las posiciones correctas una vez corregidas [121].

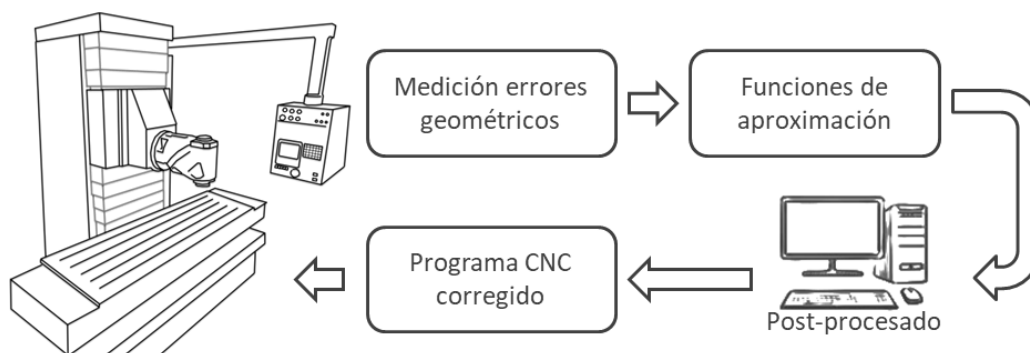


Figura 2.8. Compensación de errores mediante post-procesado.

Los sistemas de fabricación asistidos por ordenador (CAM) han evolucionado permitiendo la corrección de errores en post-proceso. Las trayectorias para la fabricación de una pieza son introducidas en el programa de diseño asistido por ordenador, el cual las analiza e introduce los errores, finalmente este devuelve un nuevo programa CNC con las nuevas trayectorias que debe seguir la máquina herramienta para fabricar la pieza con los errores compensados. Este procedimiento es muy flexible para su aplicación.

Durante un tiempo, las máquinas herramienta sólo tenían una capacidad de corrección limitada frente a las máquinas de medición por coordenadas. Esto es debido a las limitaciones de potencia de cálculo, ya que en las máquinas herramientas la compensación tiene que ser en tiempo real. Mientras que las máquinas de medir por coordenadas la compensación puede realizarse a posteriori. Actualmente existen diversos sistemas de control numérico comerciales, como son por ejemplo Siemens, Fagor o Heidenheim.

2.7 Modelo cinemático de la Máquina Herramienta

El modelo cinemático es el modelo matemático o la ecuación que describe el movimiento del sistema mecánico. En ingeniería mecánica es lo que define el conjunto de cuerpos rígidos conectados entre sí que describen el movimiento deseado del sistema. Esto incluye sus posiciones, velocidades y aceleraciones, dadas sobre un sistema coordinado de referencia, pero no tiene en cuenta las fuerzas que actúan sobre él.

La estructura de una máquina se determina por la combinación de sus diferentes elementos estructurales. Estos elementos pueden modelarse mediante una cadena cinemática, que simboliza el flujo de movimientos de estructuras cinemáticas en serie o paralelas [122,123].

A lo largo de los años ha ido evolucionando la manera de determinar el modelo cinemático. A principios de la década de los sesenta, el modelo cinemático se obtenía mediante relaciones trigonométricas entre los diferentes ejes de movimiento de la máquina [124]. En la década de los setenta se implantó la utilización de la cadena cinemática basado en matrices de transformación homogéneas [125,126]. En 1986 Ferreira *et al* [127] introdujeron dos simplificaciones que aún hoy se siguen utilizando: la consideración de que los componentes de la máquina herramienta actúan como un sólido rígido y la aproximación para ángulos pequeños en los errores geométricos de rotación.

El modelo matemático de la cadena cinemática de una máquina herramienta o máquina de medir por coordenadas se utiliza para la compensación de sus errores geométricos [11]. Asumiendo el movimiento de la máquina como un sólido rígido, el movimiento puede modelarse mediante matrices de transformación y de rotación [3,128,129]. Las máquinas herramientas se pueden clasificar de acuerdo con el movimiento de la pieza y de la herramienta. En el caso de las máquinas herramientas de 3 ejes, estas pueden clasificarse como FXYZ, XFYZ, XYFZ y XYZF. Donde F determina la parte fija de la máquina. Los ejes que se encuentran a la izquierda de la F son aquellos que se mueven con la pieza, mientras que los que se encuentran a la derecha representan los ejes que se mueven con la herramienta.

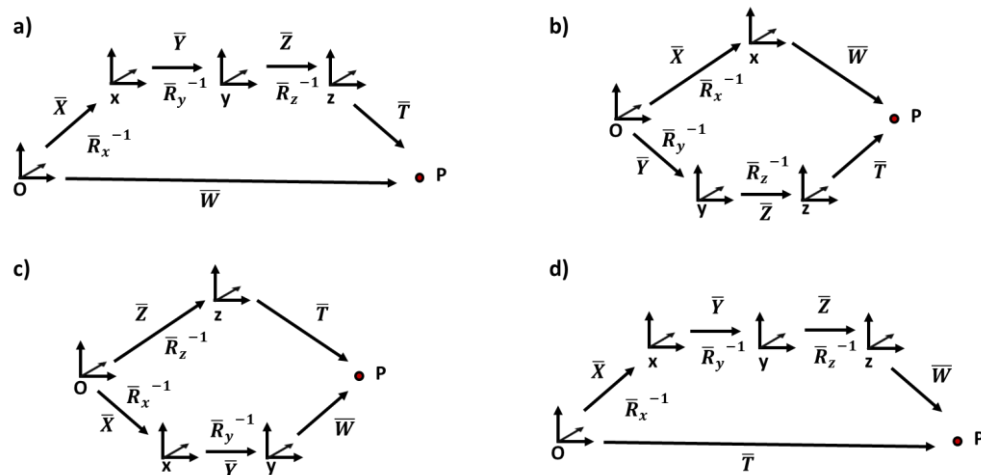


Figura 2.9. Esquema cinemáticos de máquinas herramienta: a) FXYZ, b) XFYZ, c) XYFZ, d) XYZF.

El esquema cinemático representa los dos caminos que tienen la pieza y la herramienta para encontrarse. La máquina herramienta analizada en este trabajo tiene una configuración XFYZ, lo que significa que la pieza de trabajo se anclará o apoyará en la mesa cuyo movimiento corresponde al eje X, mientras que la herramienta está instalada de solidariamente con los ejes de movimiento Y y Z. Sin embargo, la máquina de medición por variación focal Alicona tiene un modelo cinemático del tipo YXFZ, lo que significa, por una parte que el eje X “reposa” sobre el eje Y, y ambos ejes se encargan de desplazar la pieza, y por otra parte que la herramienta, o en este caso, las lentes de medición son solidarias al eje Z.

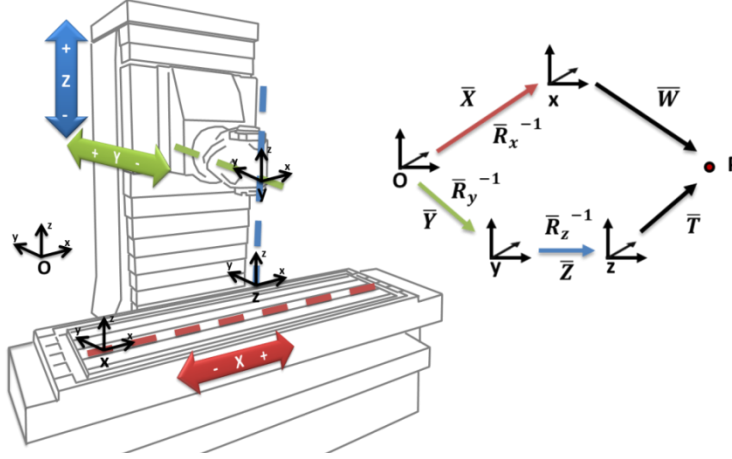


Figura 2.10. Movimiento de los ejes de la máquina herramienta y su esquema cinemático.

Con la cadena cinemática es posible determinar las ecuaciones que rigen el movimiento de la máquina herramienta con respecto a la pieza [130,131]. La siguiente ecuación muestra el modelo matemático para la configuración XFYZ:

$$\bar{W} = \bar{R}(X) \cdot (-\bar{X} + \bar{Y}) + \bar{R}(X) \cdot \bar{R}^{-1}(Y) \cdot \bar{Z} + [\bar{R}(X) \cdot \bar{R}^{-1}(Y) \cdot \bar{R}^{-1}(Z)] \cdot \bar{T} \quad (2.1)$$

Donde:

$$\bar{X} = \begin{pmatrix} x + xTx \\ xTy \\ xTz \end{pmatrix}, \quad (2.2)$$

$$\bar{Y} = \begin{pmatrix} yTx + xWz \cdot y \\ y + yTy \\ yTz \end{pmatrix}, \quad (2.3)$$

$$\bar{Z} = \begin{pmatrix} zTx + xWz \cdot z \\ zTy + yWz \cdot z \\ z + zTz \end{pmatrix}, \quad (2.4)$$

$$\bar{R}(X) = \begin{pmatrix} 1 & xRz & -xRy \\ -xRz & 1 & xRx \\ xRy & -xRx & 1 \end{pmatrix}, \quad (2.5)$$

$$\bar{R}(Y) = \begin{pmatrix} 1 & yRz & -yRy \\ -yRz & 1 & yRx \\ yRy & -yRx & 1 \end{pmatrix}, \quad (2.6)$$

$$\bar{R}(Z) = \begin{pmatrix} 1 & zRz & -zRy \\ -zRz & 1 & zRx \\ zRy & -zRx & 1 \end{pmatrix}, \quad (2.7)$$

Cuyas componentes de error están definidas en la Tabla 2.1 de este capítulo.

El desarrollo de estas ecuaciones determina el movimiento de la máquina herramienta y conduce al cálculo de los 21 errores geométricos de la misma.

2.8 Conformidad, trazabilidad y medición de la incertidumbre

La “Guía para la Expresión de la Incertidumbre de Medida” (GUM) define exactitud de una medida como el grado de concordancia entre el resultado de una medición y el valor verdadero del mesurando [132]. “Exactitud” no debe confundirse con “precisión”, que es la dispersión del conjunto de valores obtenidos de mediciones repetidas de una magnitud. Por otra parte, La evaluación de la conformidad se define como la demostración de que se cumplen los requisitos especificados relativos a un producto, proceso, sistema, persona u organismo [133].

El efecto de la globalización del comercio en las últimas décadas, ha refinado el enfoque industrial del mundo en cuanto a la demanda de conformidad de los componentes para cumplir con las especificaciones de los clientes. La economía global de hoy depende de mediciones y ensayos, seguros y fiables, los cuales son aceptados internacionalmente. Si se produce un problema de fabricación o metrológico en cuanto al cumplimiento de un producto, esto puede ser extremadamente costoso para todas las partes involucradas.

La verificación se considera particularmente importante en diferentes procesos de fabricación y de garantía de calidad [134,135]. Este proceso se requiere cuando se utiliza la máquina herramienta como sistema de medición, para que esta sea un sistema de medición trazable. El proceso de verificación de máquina herramienta mejora la capacidad de medición, así como el valor de incertidumbre de verificación asociado. Caracteriza la dispersión de resultados en relación con los errores geométricos obtenidos y las fuentes de errores que los afectan.

En la documentación de las normas estándar ISO, se define la trazabilidad como “La propiedad del resultado de una medida o del valor de un estándar donde éste pueda estar relacionado con referencias especificadas, usualmente estándares nacionales o internacionales, a través de una cadena continua de comparaciones todas con incertidumbres especificadas” [136].

Incetidumbre de medida: en términos simplistas de metrología dimensional, se puede decir que es "un parámetro no negativo que caracteriza la dispersión de los valores atribuidos a una cantidad medida". Esta incertidumbre potencial tiene una base probabilística que refleja un conocimiento incompleto de la cantidad medida. Todas las mediciones están sujetas a un grado de incertidumbre, y un valor medido solo se completa si va acompañado de una expresión de la incertidumbre asociada.

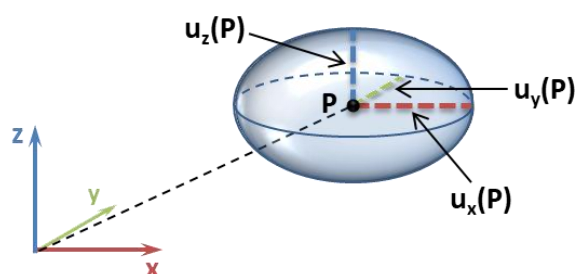


Figura 2.11. Representación de la zona de incertidumbre de un punto medido.

En su forma general la incertidumbre es un elipsoide cuyos ejes toman los valores de las incertidumbres $u_x(P)$, $u_y(P)$ y $u_z(P)$. El elipsoide representa el volumen en el que es posible determinar el valor verdadero del punto medido.

Si la incertidumbre de medida es pequeña en comparación con las tolerancias especificadas de la pieza, entonces el equipo de medida puede utilizarse con confianza para dicho procedimiento de inspección.

A todo esto se suma el hecho de que en el plano internacional, cada vez está más reconocido el papel de la metrología y de los sistemas de medición como catalizadores del desarrollo económico y social, especialmente en los países en vías de desarrollo [137].

2.9 Normativa Estandarizada

Para certificar un alto grado de precisión de las máquinas herramienta, se han desarrollado varios sistemas y procesos de medición, junto con sus correspondientes estándares internacionales publicados que rigen las pruebas de aceptación de máquinas herramienta.

Algunas de las técnicas más tempranas para la verificación de máquinas requerían bastante tiempo y eran bastante ineficientes; esto hizo que existiese cierto grado de incertidumbre en las lecturas obtenidas de tales procedimientos.

Los estándares internacionales actuales, como la serie ISO 230 [81], han evolucionado a partir de estas técnicas anteriores que ya estaban en uso, junto con el conocimiento de las prácticas de trabajo actuales y el desarrollo de las nuevas tecnologías. A lo largo de las últimas décadas, la ISO 230, que consta de 11 partes, se han adoptado internacionalmente como medio para verificar y validar las máquinas herramientas CNC de husillo vertical, mientras que la ISO 13041, que consta de 8 partes [138], considera la prueba de máquinas de husillo horizontal. Para las máquinas de medición de coordenadas, el estándar equivalente es la ISO 10360 [109], cuyas 6 partes también cuentan con una aprobación internacional similar.

Volviendo una vez más a la serie ISO 230 correspondiente para máquinas herramienta equipadas con husillos verticales, la parte 1 especifica métodos para determinar la precisión de máquinas herramienta, que operan en vacío o en condiciones casi estáticas, mediante pruebas geométricas y de mecanizado. Los métodos también pueden aplicarse a otros tipos de máquinas industriales. Esta norma ISO 230-1 se aplica para pruebas de precisión geométrica, pero no es aplicable a las pruebas de funcionamiento ni cubre la precisión geométrica de los movimientos de la máquina a alta velocidad, donde las fuerzas de mecanizado son típicamente más pequeñas que las fuerzas de aceleración.

La parte 2 determina métodos para probar y evaluar la precisión y la repetibilidad del posicionamiento de los ejes de las máquinas herramienta controlados numéricamente, mediante la medición directa de los ejes individuales en la máquina. Estos métodos se aplican igualmente a sus ejes lineales y rotativos. Sin embargo, cuando se prueban varios ejes simultáneamente, los métodos no se aplican.

Por otra parte, la parte 3 define tres pruebas distintas para la determinación de los efectos térmicos en máquinas herramienta: Una prueba de error de variación de temperatura ambiental (ETVE), una prueba de distorsión térmica causada por husillos giratorios, y una prueba de distorsión térmica resultante del movimiento de ejes lineales.

Finalmente, la parte 9 se trata de un informe técnico que proporciona información sobre una posible estimación de las incertidumbres de medición, para mediciones según ISO 230.

La Sociedad Americana de Ingenieros Mecánicos (ASME) desarrolló en 1992 una norma aceptada a nivel internacional que fue finalmente revisada y actualizada en el año 2005. Esta norma, la ASME B5.54-2005 [20], establece una metodología para especificar y probar el rendimiento de los centros de mecanizado CNC. Además esta norma facilita las comparaciones de funcionamiento entre máquinas al unificar terminología y establecer una clasificación general de las máquinas. Proporciona una serie de pruebas que se deben usar para realizar pruebas de aceptación de máquinas nuevas y reacondicionadas y se podrían usar para verificar la capacidad de las máquinas de producción continua, que ya están en funcionamiento, a través de pruebas periódicas.

PRESENTACIÓN DE LAS PUBLICACIONES



3 PRESENTACIÓN DE LAS PUBLICACIONES

Esta tesis doctoral la conforman seis artículos de investigación, cuatro de ellos publicados en revistas internacionales JCR y dos de ellos en revistas no indexadas.

3.1 Justificación de unidad temática

Las publicaciones presentadas en esta tesis doctoral se enmarcan todas ellas en el ámbito de la verificación de máquina herramienta, ya que el objetivo último es que la máquina herramienta pueda ser utilizada de forma trazable como una máquina de medición de coordenadas.

Para lograr este objetivo es imprescindible realizar una verificación de la máquina herramienta y conocer tanto los errores de la máquina cuando trabaja sin carga, ya que son las condiciones en las que se encontrará durante una medición, como las incertidumbres asociadas al proceso de medición de la máquina herramienta. Para ello una importante herramienta que se va a usar es el Laser Tracker, por lo que en la primera publicación, *“Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements”*, se ha realizado un estudio que será de gran utilidad a la hora de usar el Laser Tracker para medir los errores y las incertidumbres de las máquinas herramienta en el taller. Dicho estudio cubre principalmente dos aspectos, primero el calentamiento interno que durante las primeras horas es crítico, ya que dependiendo del Laser Tracker utilizado puede introducir un error de entre 20 y 70 μm . Y el segundo aspecto estudiado es el error y la incertidumbre que se presenta en la medición de un Laser Tracker cuando el rayo atraviesa una zona de aire caliente turbulento, como el que se puede encontrar en un taller de mecanizado producido por el propio calentamiento interno de la máquina herramienta.

En los siguientes artículos: *“Analysis of the measurement capacity of a machine tool”*, *“Monte Carlo method to machine tool uncertainty evaluation”* y *“Influence of laser tracker noise on the uncertainty of machine tool volumetric verification using the Monte Carlo method”*, se utiliza un Laser Tracker para realizar mediciones en paralelo a las realizadas por la máquina herramienta, por lo que las conclusiones obtenidas del artículo *“Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements”* tuvieron su importancia en la toma de determinadas decisiones acerca del tiempo de espera adecuado para la correcta estabilización del Laser Tracker y del posicionamiento adecuado para evitar errores derivados de posibles corrientes turbulentas de aire caliente.

Estos tres artículos están fuertemente relacionados entre sí, ya que sus resultados están basados en los mismos bloques de ensayos. Dichos ensayos consistieron en la medición de una placa patrón mediante un palpador de contacto instalado en el porta-herramientas de la máquina herramienta. Simultáneamente a esta medición, un Laser Tracker capturaba las coordenadas de los movimientos del cabezal. A estos datos tomados con el Laser Tracker se les añadió ruido mediante un simulador para calcular las incertidumbres. El artículo *“Analysis of the measurement capacity of a machine tool”* se centra en el cálculo de la incertidumbre introducida por este ruido sintético, dando como principal conclusión la importancia de monitorizar las condiciones ambientales, ya que si se desconocen los valores de temperaturas, tanto ambiental como de la propia estructura de la máquina herramienta, la incertidumbre asociada a la temperatura puede pasar de representar un 6% a un 40% de la incertidumbre total. *“Monte Carlo method to machine tool uncertainty evaluation”* se centra principalmente

en el modelo cinemático y en el modelado del ruido del Laser Tracker para luego usar el método Monte Carlo para el cálculo de la incertidumbre. El artículo *“Influence of laser tracker noise on the uncertainty of machine tool volumetric verification using the Monte Carlo method”* profundiza más en el tema ofreciendo más información sobre las simulaciones. Puede verse cómo la incertidumbre de medida adquiere la forma característica de un elipsoide y finalmente se presenta un valor del máximo error permitido (MPE) basándose en los datos obtenidos de las simulaciones.

Por último, *“Study on Machine Tool Positioning Uncertainty Due to Volumetric Verification”* presenta un análisis detallado de las distintas fuentes de incertidumbre y se introducen estas en el modelo cinemático de la máquina herramienta, obteniendo así un modelo cinemático más realista, que tiene en cuenta las incertidumbres presentes en la verificación de la máquina herramienta. Además, en este artículo se estudia la localización óptima del Laser Tracker en el espacio de trabajo para minimizar las incertidumbres durante el proceso de verificación.

La última publicación que se va a presentar lleva por título *“Lateral error compensation for stitching-free measurement with focus variation microscopy”*. Este artículo se centra en la auto-calibración de un sistema de medición distinto, en este caso se trata de una máquina de medición que utiliza la tecnología de microscopía por variación focal. Sin embargo, la idea principal que se persigue es la misma, la auto-calibración de un sistema de medición mediante un artefacto y a través del modelo cinemático de la propia máquina.

Aunque actualmente la microscopía por variación focal no es una opción disponible para máquina herramienta, en el futuro podría plantearse la instalación de un sistema similar en el cabezal porta-herramientas de la máquina herramienta para posibilitar una verificación rápida y precisa del volumen de trabajo.

Las publicaciones *“Lateral error compensation for stitching-free measurement with focus variation microscopy”*, *“Analysis of the measurement capacity of a machine tool”*, *“Monte Carlo method to machine tool uncertainty evaluation”*, *“Influence of laser tracker noise on the uncertainty of machine tool volumetric verification using the Monte Carlo method”* y *“Study on Machine Tool Positioning Uncertainty Due to Volumetric Verification”* se apoyan principalmente en el uso del modelo cinemático de la máquina para la estimación de errores. En el caso de la primera publicación se estudia el modelo cinemático de un sistema de medición por variación focal. Las otras cuatro publicaciones, analizan el modelo cinemático del sistema máquina herramienta con Laser Tracker.

Todas las publicaciones incluidas en la tesis presentan una unidad temática sólida dentro del ámbito de la verificación y la estimación de errores geométricos de sistemas de medición.

En cuanto a los objetivos específicos de la tesis, previamente explicados en la sección 1.3, han sido cubiertos por cada una de las publicaciones del siguiente modo: En el primer artículo, *“Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements”*, se afrontan los objetivos 1, 2, 6 y 7. Mientras que en el artículo *“Lateral error compensation for stitching-free measurement with focus variation microscopy”* se abordan los objetivos 1, 4, 5 y 6. El trabajo presentado en los artículos *“Analysis of the measurement capacity of a machine tool”*, *“Monte Carlo method to machine tool uncertainty evaluation”*,

“Influence of laser tracker noise on the uncertainty of machine tool volumetric verification using the Monte Carlo method” y *“Study on Machine Tool Positioning Uncertainty Due to Volumetric Verification”* se han llevado a cabo los objetivos 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7 y 8.

Las publicaciones presentadas se ven completadas por una serie de trabajos realizados que se presentan en el capítulo 5 de la tesis, el de metodología.

Las secciones 5.2 y 5.3 completan el artículo *“Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements”*. La primera de estas dos secciones contiene detalles que se comentan en el artículo aunque no se muestren los datos, como por ejemplo que el fenómeno se observa a diferentes distancias y no sólo en el nido. Además se profundiza en el modelo de corrección al observar un error que se había sobre-compensado y en esta sección se corrige. Por otra parte, la sección 5.3 contiene más información sobre el estudio de las turbulencias en el láser, presentando más ensayos a distintas distancias y distintas temperaturas, además de un simulador de la curvatura del rayo.

La sección 5.4 muestra los datos de desalineamiento de la punta del palpador al ser instalada y como se ha logrado corregir este error que es fundamental corregir antes de realizar las mediciones de los artículos *“Analysis of the measurement capacity of a machine tool”*, *“Monte Carlo method to machine tool uncertainty evaluation”* y *“Influence of laser tracker noise on the uncertainty of machine tool volumetric verification using the Monte Carlo method”*.

Estos artículos también se ven apoyados por la sección 5.5 donde se calculan los errores de la máquina herramienta mediante diversas mediciones de la placa. También se estudian los efectos de la temperatura en las mediciones con máquina herramienta.

En la sección 5.6 se profundiza en las fuentes de incertidumbre estudiadas en el artículo *“Study on Machine Tool Positioning Uncertainty Due to Volumetric Verification”*.

La sección 5.7 aporta más información que completa el artículo *“Lateral error compensation for stitching-free measurement with focus variation microscopy”*.

Finalmente, la sección 5.8 presenta la línea de trabajo por la que se pretende seguir, la cual busca una verificación volumétrica rápida y precisa, dicho procedimiento consiste en la medición de una recta y un plano de forma independiente, pero que se interrelacionan en un punto y con el modelo cinemático de la máquina herramienta que se ha dividido en dos sub-cadenas cinemáticas.

3.2 Presentación de la publicación “Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements”

En este artículo se analizan diversos aspectos del funcionamiento de un Laser Tracker, una herramienta que en las últimas décadas se ha vuelto indispensable para realizar la verificación volumétrica de la máquina herramienta por métodos indirectos. Por lo que las conclusiones obtenidas de este primer artículo serán tenidas en cuenta cuando dicho sistema de medición sea utilizado en futuros trabajos.

El primer aspecto analizado trata sobre la estabilización térmica inicial del Laser Tracker. Esto es, que al encender el Laser Tracker el fabricante recomienda un tiempo de espera de entre 15 y 20 minutos. De hecho, durante ese periodo, el software no permite realizar medición alguna. Sin embargo, se ha comprobado que durante los siguientes minutos el Laser Tracker aún no ha alcanzado una estabilización apropiada, pudiendo generarse errores de entre 20 y 80 μm .

El segundo aspecto estudiado tiene en consideración que las máquinas herramientas normalmente se encuentran en talleres de mecanizado donde las condiciones ambientales fluctúan y pueden afectar de manera considerable los valores de una medición. Por esta razón es importante analizar el efecto de las corrientes de aire turbulentas en los valores de una medición con Laser Tracker.

En la introducción se mencionan las tres principales normas estandarizadas que tratan acerca del funcionamiento de los Laser Tracker: la ASME B89.4.19-2005, la norma VDI/VDE 2617-10 y la norma ISO 10360-10. A pesar de que estas tres normas tienen en cuenta ciertos errores relacionados con las variaciones de temperatura, ninguna de ellas tiene en cuenta posibles errores generados por la deformación térmica del Laser Tracker ni se estudia el tiempo de calentamiento óptimo.

Los Laser Trackers están listos para capturar datos después del periodo de estabilización de la fuente del láser que dura entre 15 y 20 minutos. Sin embargo, se ha observado que el usuario debe esperar al menos 2 horas o más para conseguir unos valores de medición estables. Durante este proceso de estabilización la fuente del láser actúa como un foco de calor, esto hace que aumente la temperatura en el interior del equipo provocando que las lentes y algunas partes mecánicas se dilaten. Este error genera un offset en la coordenada radial de la medición similar al *death path error*.

Para estimar este error se ha medido un punto fijo a lo largo del tiempo. Las mediciones se han realizado con una frecuencia de muestreo de 2 puntos por minuto, iniciando la toma de datos inmediatamente después de finalizar la estabilización térmica teórica. Ambos equipos han sufrido variaciones en la coordenada radial con una tendencia exponencial negativa:

$$\rho(t) = A + B \cdot (1 - e^{-t/\tau}) \quad (3.1)$$

Donde A es el valor inicial de la coordenada ρ en milímetros, B es el valor máximo de variación que la coordenada ρ experimenta, también en milímetros, t es el instante de tiempo en minutos y τ es la constante de tiempo en minutos.

De este modo, se han modelado las ecuaciones que determinan el error en la coordenada radial de los dos Laser Trackers, siendo la ecuación del API Tracker3:

$$\rho(t) = 159.798 + 0.019 \cdot (1 - e^{-t/30}) \quad (3.2)$$

Y la del Leica Geosystems:

$$\rho(t) = 154.999 + 0.075 \cdot (1 - e^{-t/90}) \quad (3.3)$$

La Figura 3.1 (Figura 2b en el artículo), compara los valores de variación de coordenada radial de ambos equipos con los valores que se obtendrían con las ecuaciones que se han modelado.

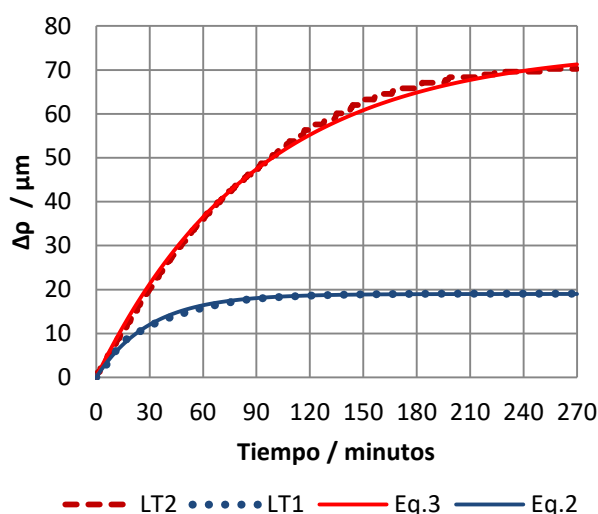


Figura 3.1. Comparación entre las mediciones y las ecuaciones modeladas.

En este tipo de ecuaciones exponenciales, el 95% del valor final se alcanza en el instante de tiempo 3τ . Esto significa que para obtener mediciones estables es necesario esperar 90 minutos en el caso del API Tracker3 y 270 minutos en el caso del Leica Geosystems. En caso contrario, las mediciones se verán afectadas por un offset no despreciable, que alcanza un valor máximo de 19 μm para el API Tracker3 y 75 μm para el Leica Geosystems.

Además de la dilatación de componentes internos del equipo, dependiendo de la configuración del Laser Tracker, el incremento de la temperatura en el interior del equipo puede producir también un error debido a la expansión de la carcasa exterior. En el caso del API la fuente del láser se encuentra en la caja externa y el láser llega hasta el cabezal a través de un cable de fibra óptica. Sin embargo, el Leica Geosystems tiene la fuente del láser situada en el interior de la carcasa, debajo del cabezal del Laser Tracker. Esto provoca que al encender la fuente láser se caliente la estructura provocando que la dilatación desplace hacia arriba el cabezal con el espejo que dirige el rayo y el origen de coordenadas.

Para comprobar esto, primero se monitorizaron las temperaturas de varios puntos de la carcasa del Leica Geosystems durante el periodo de estabilización. Los datos de la Figura 3.2 se comenzaron a tomar en el mismo instante en que se encendió la fuente del láser. Durante el periodo en el cual el software no permite realizar mediciones la temperatura apenas aumenta

0.5 °C. Sin embargo, algunos puntos del cabezal aumentan a lo largo del periodo estimado de estabilización térmica entre 3 °C y 4 °C.

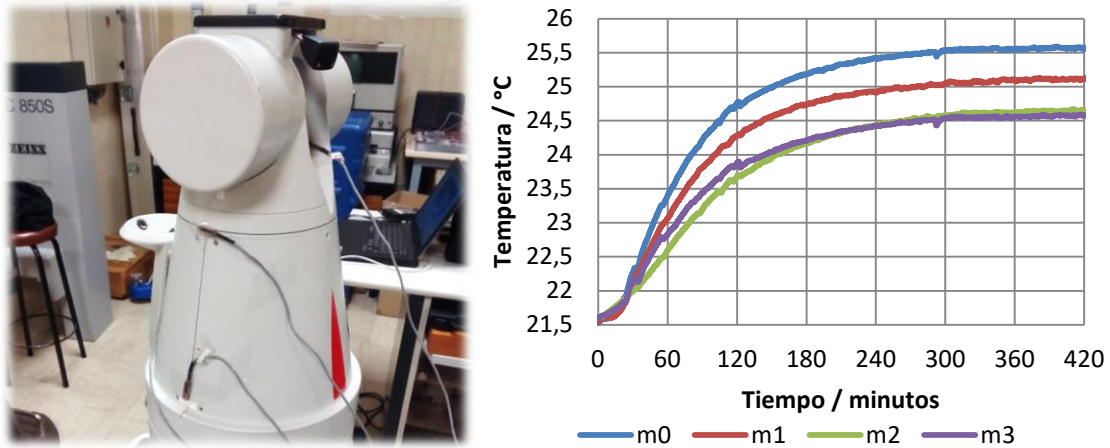


Figura 3.2. Posición de los sensores (izda.) y temperatura de la carcasa (dcha.).

Para verificar que el aumento de temperatura provoca expansión térmica del cabezal del Laser Tracker en el eje Z, se realizó un ensayo con la configuración mostrada en la siguiente Figura.

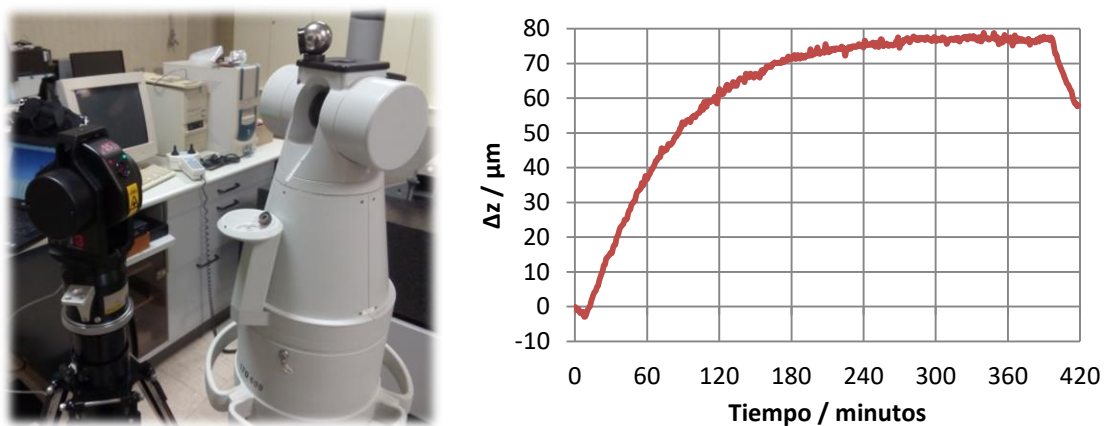


Figura 3.3. Configuración del ensayo de dilatación (izda.) y variación de la coordenada Z de un punto del LT2 medido con el LT1 (dcha.).

Con el API previamente estabilizado, se midió la variación de coordenada z del retrorreflector situado sobre el cabezal del Leica Geosystems durante su periodo de estabilización. El retrorreflector fue fijado a un punto del cabezal del Leica Geosystems y en el instante en que se encendió, se inició la toma de datos con el API Tracker3. La Figura 3.3 (dcha.) muestra la variación en el tiempo de la coordenada Z de dicho punto. Este desplazamiento del cabezal del Laser Tracker se traduce en un desplazamiento del origen de coordenadas.

La sección 2.3 del artículo presenta un modelo de corrección en dos pasos para corregir los errores existentes en el caso de que el usuario decidiera no esperar el periodo de estabilización térmica que se ha visto. El primer paso consiste en corregir el efecto de la dilatación térmica de la carcasa, en el caso de que se produjera. El segundo paso consiste en la corrección del error interno, modelado como una exponencial negativa. En el caso del API, el

primer paso no habría que realizarlo, ya que no se produce dilatación de la carcasa al tener la fuente del láser fuera. Sin embargo, para el Leica Geosystems, es necesario aplicar los dos pasos.

El experimento presentado para mostrar el modelo de corrección se llevó a cabo midiendo la posición de cuatro puntos fijos cada 5 minutos, además se ha querido mostrar una peculiaridad: Tras 100 minutos de medición se decidió resetear el interferómetro mediante la función "*Measure the Home Position*" y tras esto seguir con la medición durante 15 minutos más. Esto se realizó con el propósito de comprobar que tras aplicar el reseteo se corrige el error producido por las dilataciones internas, pero no se corrige el efecto de la expansión térmica de la carcasa. Además se comprobó cómo a pesar de haber reseteado el interferómetro, la tendencia que seguían los datos seguía siendo la misma que antes de resetear, ya que esta tendencia no cesará hasta que se alcance una temperatura interior realmente estable. Finalmente se muestran los valores de la variación de la coordenada radial antes y después de realizar la corrección en dos pasos.

En la siguiente sección se explica cómo el índice de refracción del aire puede modificar la longitud de onda del láser y por lo tanto afectar al valor de la medición.

El ensayo mostrado en la Figura 9 del artículo consistió en la medición de un punto fijo cuya coordenada radial inicial era aproximadamente 2 metros. Durante los primeros 120 segundos la medición se realizó en condiciones normales de un laboratorio de metrología, pero pasado ese periodo se encendió una fuente de calor que afectaba directamente a un pequeño tramo que atravesaba el rayo. Inmediatamente la coordenada radial se redujo hasta 8 μm , y la desviación estándar de los datos pasó de valores que rondaban los 5 μm a valores que alcanzaban los 70 μm .

Una vez observado el efecto de la turbulencia en el rayo y como aumenta considerablemente la desviación estándar de la medición, se presenta una estimación de la incertidumbre que se esperaría obtener con el Laser Tracker de acuerdo con la GUM. La incertidumbre estimada tiene un valor en torno a los observados en la medición antes de que la perturbación disparase el valor de la desviación estándar.

Finalmente se quiere demostrar que estas perturbaciones en el aire que recorre el rayo generan fluctuaciones que afectan a la medición. Para ello se han realizado varios ensayos a diferentes distancias en los que se observaba el sensor de posición PSD antes y después de introducir la perturbación. También se ha medido que valores alcanzaba a cada distancia la desviación estándar antes de perderse el rayo para la misma perturbación. La conclusión obtenida es que cuanto mayor es la distancia que recorre el láser, para una misma perturbación, mayor es la desviación estándar y más fácil resulta perder la señal debido a un flujo turbulento de aire a diferente temperatura.

3.3 Presentación de la publicación “Analysis of the measurement capacity of a machine tool”

En este artículo se aborda por primera vez la idea de verificación de piezas en proceso. Para lo cual se realiza la medición de un patrón, en este caso una placa calibrada, mediante una sonda palpador instalada en el porta-herramientas de la máquina herramienta. Simultáneamente, un Laser Tracker, en este caso se ha elegido el Leica Geosystems, se ha situado solidariamente a la mesa (eje X de la máquina herramienta), para que mida los movimientos del cabezal mientras este toma los datos de la placa. Las conclusiones obtenidas en el artículo *“Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements”* se han tenido en cuenta al realizar los ensayos presentados en este artículo. De hecho, se ha respetado el periodo de calentamiento observado en el Laser Tracker utilizado y antes de iniciar las mediciones, se esperó más de 4 horas, para que los componentes internos del equipo se estabilizaran térmicamente. Pasado dicho periodo, se reinició el sistema mediante la orden *“Measure Home Position”* que recalibra el equipo ya que mide una posición conocida cuyo valor ha sido aportado por el fabricante.

La placa ha sido medida como se indica en la Figura 1 del artículo (Figura 3.4), midiendo en espiral cada dos agujeros. En el texto se explica que esta ha sido la estrategia seguida porque se ha comprobado mediante simulaciones que de este modo el efecto del juego se ve reducido.

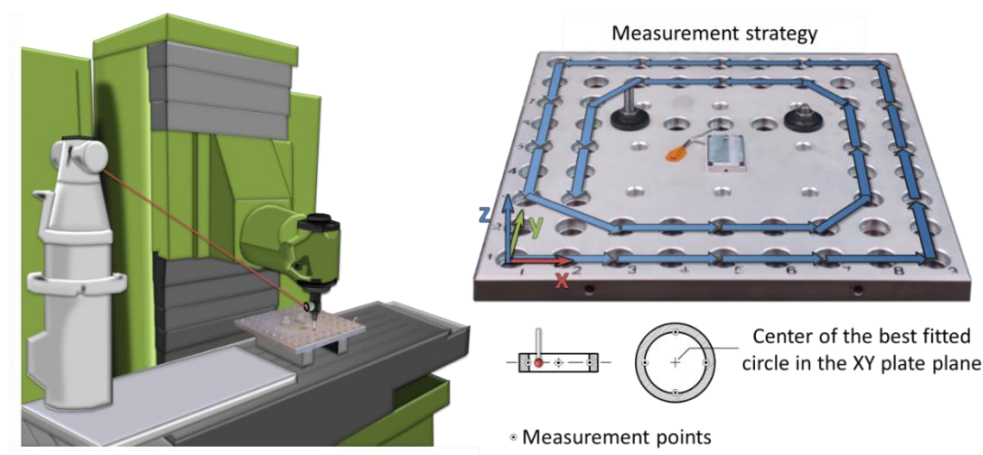


Figura 3.4. Configuración de la medición de la placa.

Antes de analizar los datos medidos y los datos obtenidos con el Laser Tracker, se han realizados dos sencillas correcciones para eliminar errores que no sean inherentes a la máquina herramienta. El primero de los dos errores es el de desalineamiento de la placa. Este error ha sido corregido con una matriz de rotación, de modo que el eje X de la placa coincida con el eje X de la máquina herramienta. El segundo error que se ha corregido antes de analizar los datos, es la posible expansión térmica que se haya producido en la propia placa. Para ello durante el proceso de medición se ha monitorizado la temperatura de la placa. Y teniendo en cuenta la posición de cada punto respecto al punto de anclaje, el coeficiente de dilatación de la placa y la temperatura de la placa en el instante de la medición de cada punto, se ha realizado una compensación para que los errores de la placa, en este caso por dilatación térmica no interfieran con los errores propios de la máquina herramienta.

A continuación, en el apartado de resultados se muestra el valor de unas simulaciones en las cuales a los resultados obtenidos con el Laser Tracker se les añade el error estimado del ruido en una medición. Se han simulado 1000 ensayos, por lo que se han obtenido errores en 28000 puntos, ya que se han medido 28 agujeros de la placa calibrada. Estos errores iniciales se han optimizado tras calcular las funciones de aproximación de los errores de la máquina herramienta. La desviación estándar de este error residual se considera parte de la incertidumbre del proceso de medición.

En el siguiente apartado, se ha analizado la incertidumbre del proceso de medición. Para ello se han tomado las ecuaciones que ofrece la ISO/TS 15530-3:2011 Titulada: *“Especificación geométrica de productos (GPS). Máquinas de medición de coordenadas (CMM): Técnicas para la determinación de la incertidumbre de medida. Parte 3: Utilización de piezas calibradas o de patrones de medida”*.

Una vez calculados todos los componentes de incertidumbre asociados a la incertidumbre expandida, se han presentado tanto el error sistemático obtenido en el espacio de trabajo utilizado en la medición, como el valor de la incertidumbre expandida de dicho espacio de trabajo.

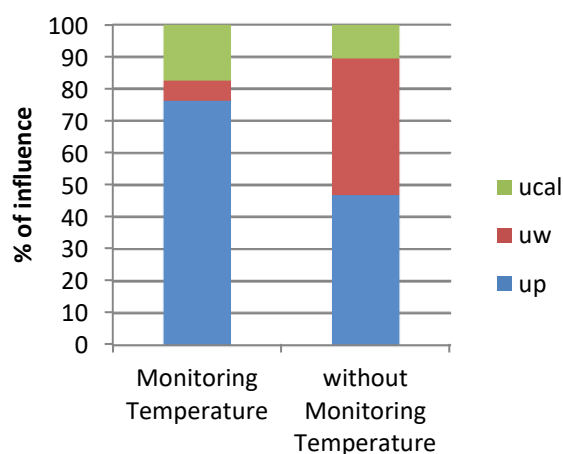


Figura 3.5. Componentes de incertidumbre con y sin monitorización de temperatura

Finalmente se ha realizado una observación acerca de la componente de incertidumbre asociada a variaciones del material (u_w), concretamente se ha analizado cómo aumentaría dicha componente de la incertidumbre si no se hubiera monitorizado la temperatura de la placa durante la medición. Resulta interesante que mientras esta componente representa un 6.5% de la incertidumbre total si la temperatura se monitoriza y compensan sus efectos, esta componente puede llegar a representar la mitad de la incertidumbre si no se monitoriza.

3.4 Presentación de la publicación “Monte Carlo method to machine tool uncertainty evaluation”

Este artículo sigue la misma línea que “*Analysis of the measurement capacity of a machine tool*” ya que se basa en los datos del mismo ensayo. En dicho artículo se explicaba el proceso de medición las correcciones iniciales y termina mostrando gráficamente los valores de error sistemático e incertidumbre de la máquina herramienta. Sin embargo, “*Monte Carlo method to machine tool uncertainty evaluation*” se centra principalmente en la estimación de una de las principales componentes de la incertidumbre que afectan a una verificación volumétrica, la cual es determinada usando el método Monte Carlo. El método Monte Carlo es una herramienta que emplea una gran cantidad de recursos computacionales para simular una gran cantidad de datos pseudo-aleatorios. De este modo se simulan complejos sistemas desde el punto de vista probabilístico.

El apartado 2 del artículo enumera las principales limitaciones del cálculo de incertidumbres mediante la GUM. Algunas de estas limitaciones son los modelos matemáticos no lineales o la validación del teorema central del límite. El suplemento 1 de la GUM recomienda el uso del método Monte Carlo cuando las incertidumbres no puedan ser evaluadas como Tipo A, Tipo B o incertidumbres combinadas.

El siguiente apartado muestra las ecuaciones que modelan la cadena cinemática que incluye el conjunto máquina herramienta con el Laser Tracker solidario al eje X. En el modelo cinemático se incluyen los 21 errores geométricos presentes en una máquina herramienta de 3 ejes.

A los datos medidos se les añade el ruido del Laser Tracker mediante 1000 simulaciones de la toma de datos de los 28 agujeros medidos de la placa, obteniendo así 28000 datos, los cuales después de ser optimizados proporcionan el dato de incertidumbre de calibración.

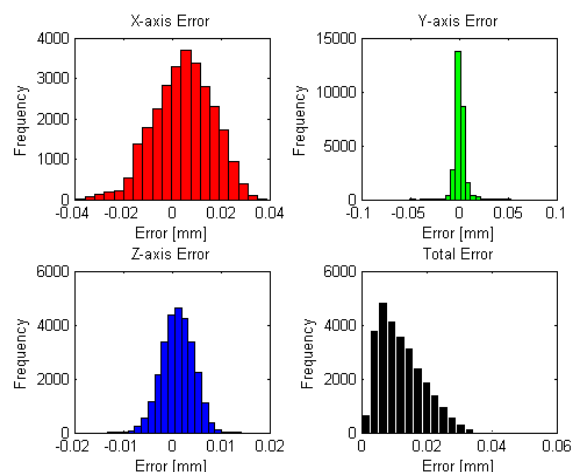


Figura 3.6. Distribución del error final.

Finalmente el artículo presenta como conclusión la necesidad de usar el método Monte Carlo para la estimación de la incertidumbre del proceso de calibración de una máquina herramienta debido al comportamiento no lineal de su cadena cinemática.

3.5 Presentación de la publicación “Influence of laser tracker noise on the uncertainty of machine tool volumetric verification using the Monte Carlo method”

En este artículo se profundiza más en el ensayo con el cual se han realizado los dos artículos anteriores. En la introducción se explica la normativa existente, tanto la relacionada con los errores geométricos (ISO 841, VDI 2617-3 y UNE-ISO 230) como la que trata sobre estimación de incertidumbres (UNE-ISO/TR 230-9, ISO/TS 14253-2). También se presenta la bibliografía de diversos autores que han tratado previamente acerca de ambos aspectos.

El siguiente apartado explica los métodos para estimar la incertidumbre de medida. Para ello se explican las diferencias entre la GUM y el método Monte Carlo y sus ámbitos de aplicación. Además, en este artículo, a diferencia de los dos anteriores, se desarrolla cada uno de los pasos a seguir cuando el método Monte Carlo va a ser usado.

En el de metodología, se explica la fórmula empleada para la estimación de la incertidumbre:

$$U = k \cdot \sqrt{u_{cal}^2 + u_p^2 + u_b^2 + u_w^2}, \quad (3.4)$$

Y también se explica cómo se estima cada una de las componentes que se han tenido en cuenta: incertidumbre de calibración, incertidumbre asociada al proceso de medición, incertidumbre asociada al error sistemático y por último la incertidumbre asociada al material, la cual incluye incertidumbres asociadas al coeficiente de dilatación, errores de forma, rugosidad y elasticidad.

La Figura 3.7 muestra un diagrama de flujo que explica claramente el procedimiento seguido para calcular la incertidumbre a partir de los puntos medidos, sus puntos nominales y el ruido del Laser Tracker introducido. En este apartado además, se presentan las ecuaciones con las que se calcula la incertidumbre.

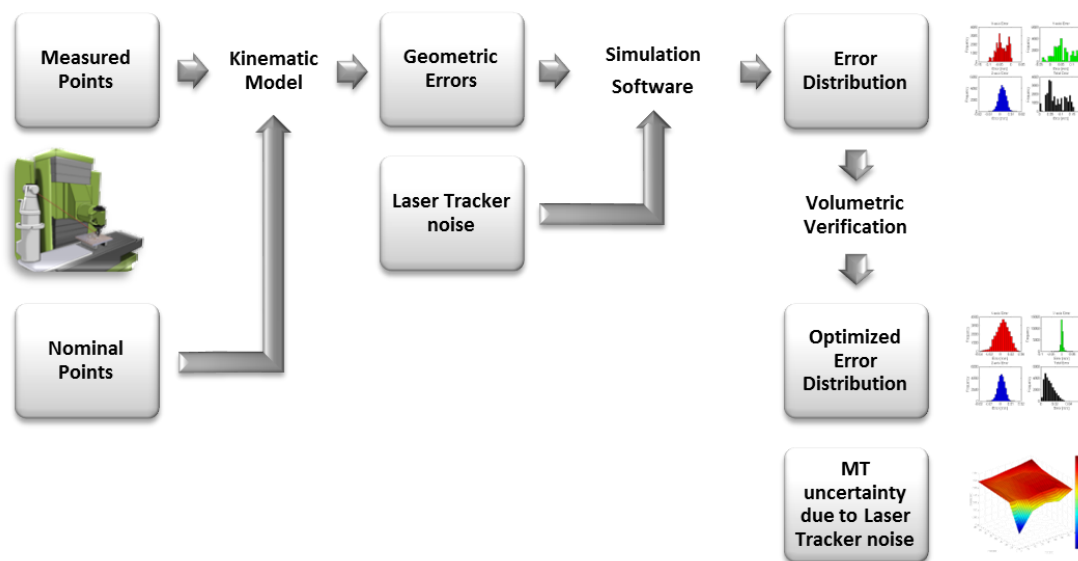


Figura 3.7. Procedimiento para calcular la incertidumbre.

El apartado 4 se explica el procedimiento experimental y los resultados. Este apartado reúne además las principales ideas de los dos artículos anteriores. En primer lugar se explica el proceso de medición con las correcciones realizadas antes del análisis de los datos. Estas correcciones incluyen el alineamiento entre pieza y máquina herramienta y una compensación de la dilatación térmica de la placa. Después se presenta el modelo cinemático con los errores geométricos modelados en él.

La Figura 3.8 muestra como la distribución de los puntos simulados adquiere forma de elipsoide con los valores de $u_x(P)$, $u_y(P)$ y $u_z(P)$ como ejes del elipsoide. Este elipsoide representa el volumen donde el valor real de la medición puede encontrarse. Puede observarse como el elipsoide situado en el origen de coordenadas es de menor tamaño que los situados en el resto de agujeros medidos. Esto es debido a que los errores geométricos tienen el origen de coordenadas como punto de referencia, este fenómeno también se observa en la Figura 11 del artículo, que en el punto donde se ha hecho el origen de coordenadas la incertidumbre es menor.

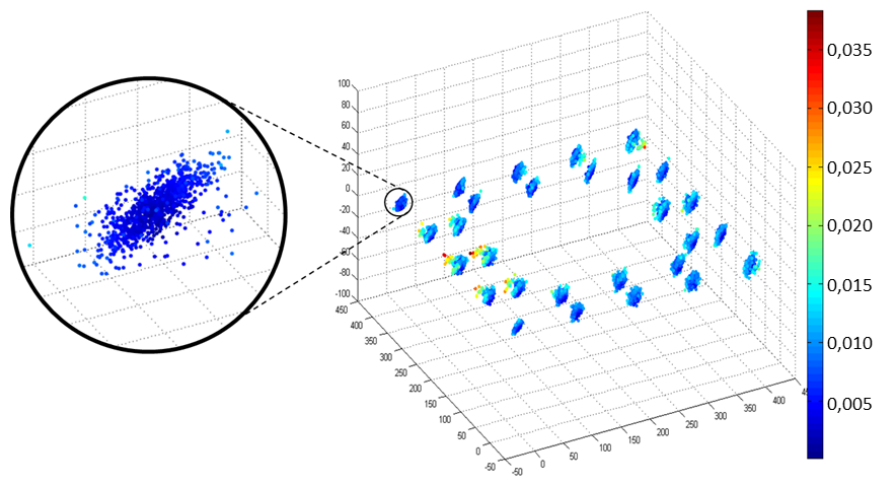


Figura 3.8. Simulación de los puntos medidos con el error del ruido del Laser Tracker.

La siguiente novedad importante que presenta el artículo frente a los dos anteriores es un estudio donde se comparan los 1000 puntos simulados de 55 pares de puntos, es decir 55000 distancias, con respecto a sus distancias nominales, de manera que se puede estimar el máximo error permitido (Figura 3.9) de la máquina herramienta para medición de distancias dentro del espacio de trabajo estudiado. Dicha Figura muestra la dispersión de los errores de distancia y se ha marcado el MPE y la incertidumbre expandida que cubre un intervalo de confianza del 95%. Las conclusiones que se pueden obtener de este artículo nos acercan al objetivo final de lograr mediciones trazables usando como sistema de medición la máquina herramienta con un palpador por contacto.

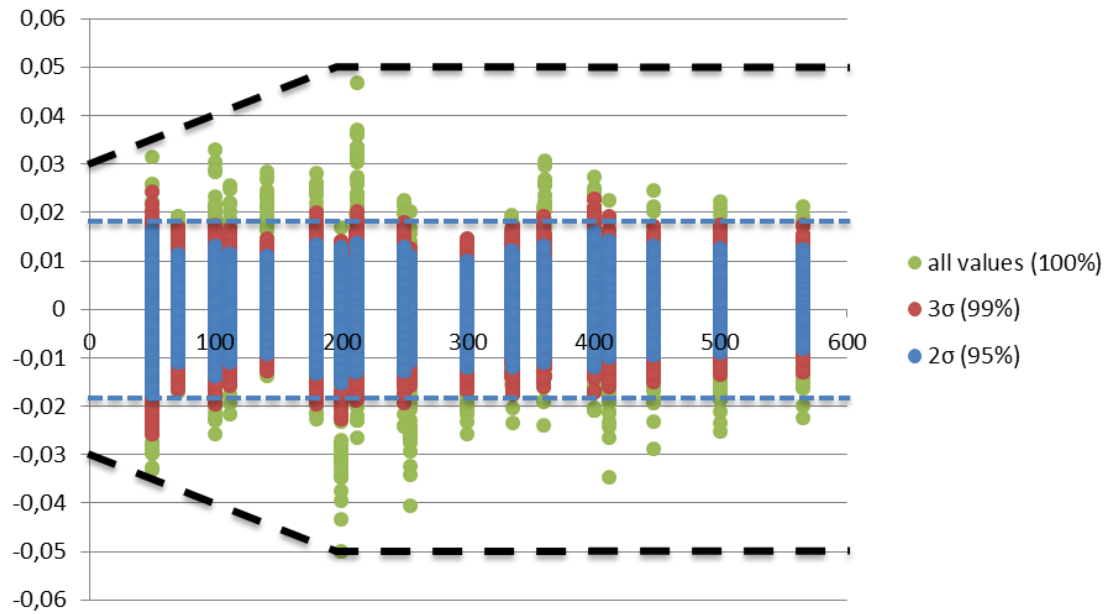


Figura 3.9. Error Máximo Permissible.

Finalmente se presentan las conclusiones, en las que se explica que habitualmente se ignora la incertidumbre asociada al proceso de calibración, sin embargo, los valores obtenidos en el artículo demuestran que esta incertidumbre no es despreciable por lo que debería tenerse en cuenta.

3.6 Presentación de la publicación “Study on Machine Tool Positioning Uncertainty Due to Volumetric Verification”

En este artículo se profundiza en la estimación de la incertidumbre de una máquina herramienta. La principal novedad que presenta es la introducción de las componentes de las incertidumbres dentro del modelo cinemático.

En introducción se explica que en la zona de incertidumbre pueden darse falsos rechazos y aceptaciones falsas de piezas, de ahí la importancia de conocer la incertidumbre y siempre que sea posible reducirla.

En la siguiente sección se presenta un esquema con todas las fuentes de incertidumbre presentes en la verificación de la máquina herramienta. Tras esto el artículo presenta la máquina herramienta y el modelo cinemático del sistema máquina herramienta con Laser Tracker acoplado en su eje X:

$$\overline{X_{LT}} = \overline{R_{LT}}^{-1} \left[\overline{R_X}^{-1} (\overline{R_Y} (\overline{R_Z} \cdot \overline{T} + \overline{Z}) + \overline{Y} - \overline{X}) - \overline{T_{LT}} \right], \quad (3.5)$$

A continuación se van introduciendo dentro del modelo cinemático todas aquellas fuentes que es posible modelar, quedando las siguientes ecuaciones:

$$\overline{X} = \begin{pmatrix} -(x + \beta_x + u(\beta_x, R_x, C_x)) \cdot (1 + (\alpha_x + u(\alpha_x)) \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_x(x) + u(\delta_x(x)) \\ \delta_y(x) + u(\delta_y(x)) \\ \delta_z(x) + u(\delta_z(x)) \end{pmatrix}, \quad (3.6)$$

$$\overline{Y} = \begin{pmatrix} \delta_x(y) + u(\delta_x(y)) - (y + \beta_y + u(\beta_y, R_y, C_y)) \cdot (1 + (\alpha_y + u(\alpha_y)) \cdot (T_i - T_{20})) \cdot (s_{xy} + u(s_{xy})) \\ (y + \beta_y + u(\beta_y, R_y, C_y)) \cdot (1 + (\alpha_y + u(\alpha_y)) \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_y(y) + u(\delta_y(y)) \\ \delta_z(y) + u(\delta_z(y)) \end{pmatrix}, \quad (3.7)$$

$$\overline{Z} = \begin{pmatrix} \delta_x(z) + u(\delta_x(z)) - (z + \beta_z + u(\beta_z, R_z, C_z)) \cdot (1 + (\alpha_z + u(\alpha_z)) \cdot (T_i - T_{20})) \cdot (s_{xz} + u(s_{xz})) \\ \delta_y(z) + u(\delta_y(z)) - (z + \beta_z + u(\beta_z, R_z, C_z)) \cdot (1 + (\alpha_z + u(\alpha_z)) \cdot (T_i - T_{20})) \cdot (s_{yz} + u(s_{yz})) \\ (z + \beta_z + u(\beta_z, R_z, C_z)) \cdot (1 + (\alpha_z + u(\alpha_z)) \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_z(z) + u(\delta_z(z)) \end{pmatrix}, \quad (3.8)$$

Donde β_i con $i = x, y, z$ es el error de juego para cada eje, R_i con $i = x, y, z$ es el error de repetibilidad y C_i con $i = x, y, z$ es el error del control para cada eje. $\delta_k(k)$ representa el error de posición de los ejes $k = x, y, z$. $\delta_k(j)$ con $k \neq j$ representa los errores de rectitud de los ejes $k = x, y, z$. Los errores de perpendicularidad se representan con s_{xy} , s_{xz} y s_{yz} . Los coeficientes de expansión de cada eje se representan con α_i con $i = x, y, z$. Finalmente T_i representa la temperatura de la máquina herramienta para cada punto medido mientras que T_{20} es la temperatura de referencia, 20 °C.

Después de haber calculado el modelo cinemático con sus incertidumbres incorporadas, se modela las matrices $\overline{R_{LT}}$ y $\overline{T_{LT}}$ del modelo cinemático, dejando los ángulos y las coordenadas como incógnitas, de manera que al optimizar el sistema, se obtenga la posición en que hay que localizar el Laser Tracker para que el error y la incertidumbre se minimicen.

En el siguiente apartado se explica que la estrategia de optimización elegida puede variar los resultados de la verificación, por lo que existe una variable de incertidumbre asociada a la estrategia de optimización que se elija.

Al tratarse de un modelo no lineal, la estimación de la incertidumbre debe realizarse con el método Monte Carlo, del cual se hace una breve descripción en la sección 2.3 del artículo.

En la sección 3 del artículo, se muestran los parámetros que se han elegido para desarrollar las simulaciones y los resultados obtenidos.

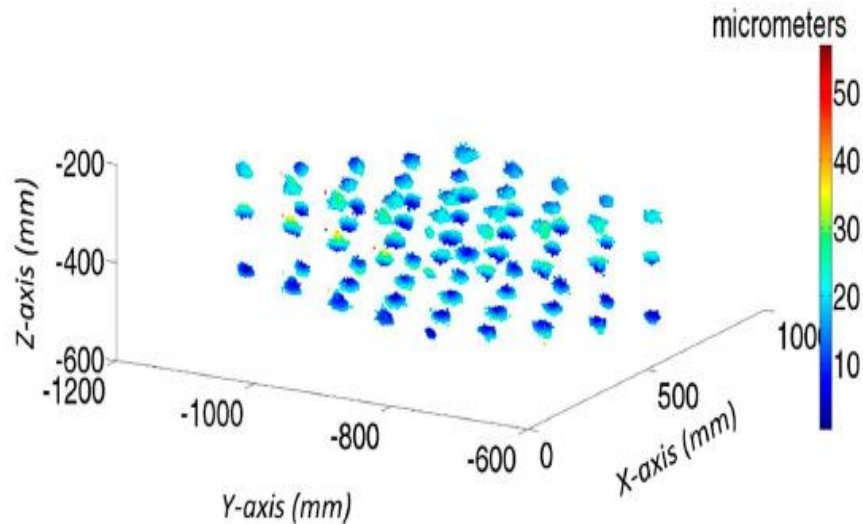


Figura 3.10. Error residual de los puntos de verificación de 1000 tests.

Finalmente se presentan las conclusiones, donde cabe destacar que la incertidumbre de verificación de la máquina herramienta se ha modelado como una distribución normal de $13.77 \mu\text{m}$ de media y una desviación estándar de $5.02 \mu\text{m}$. De este modo se pueden definir las zonas de incertidumbre donde podría darse la aceptación falsa de piezas o incluso el rechazo falso.

3.7 Presentación de la publicación “Lateral error compensation for stitching-free measurement with focus variation microscopy”

Este artículo se centra en la verificación de un sistema de medición mediante un artefacto no calibrado. La técnica desarrollada pretende mediante auto-calibración de un sistema de medida corregir los errores geométricos y obtener mediciones trazables. Las técnicas desarrolladas en el artículo pueden ser extrapoladas a máquina herramienta.

Los ensayos y mediciones presentados en este artículo fueron realizados con un Alicona G5 Infinite Focus situada en la Universidad de Nottingham. Este modelo de Alicona tiene cinco ejes, tres ejes lineales X, Y, Z y dos ejes rotatorios B y C. Sin embargo, para las mediciones presentadas en este artículo, se utilizó una base donde se situaban las muestras a medir, de modo que el sistema de medición actuaba como una máquina de 3 ejes, al igual que la máquina herramienta analizada anteriormente.

El Alicona, es una máquina de medición diseñada principalmente para realizar mediciones de forma y rugosidad de piezas. Para ello, posee un software capaz de unir varias imágenes (*stitching*) superponiendo una parte de ellas para mejorar la precisión de las mediciones de grandes áreas. A menudo, las mediciones dimensionales y geométricas requieren medir dos o más puntos separados espacialmente por un área extensa. En estos casos o en casos en que la geometría dificulte el solapamiento de imágenes para la medición, será preciso realizar la medición sin acoplamiento de imágenes (*stitching-free*).

Para realizar una medición primero hay que seleccionar los límites de los ejes X, Y y Z que se desean medir, entonces el Alicona realiza un barrido capturando una imagen preliminar de la zona que se va a medir. De esta imagen preliminar, el software permite al usuario descartar las imágenes que quiere que el Alicona no mida. Una vez descartadas las imágenes que no interesan al usuario, puede iniciarse el proceso de medición, pero si existieran zonas sin solapar, el software manda un aviso de que las imágenes del campo de medida no forman un área coherente y por lo tanto las áreas separadas estarán limitadas a la incertidumbre de la plataforma.

El solapamiento de imágenes le permite al Alicona corregir los errores geométricos que deriven de sus movimientos laterales. Al realizar mediciones *stitching-free* esta corrección no la realizará el sistema y los puntos medidos se verán afectados por los errores de posición, por lo que es necesario estimar dichos errores para poder corregirlos.

En la sección 1.2 del artículo se presenta un estudio del comportamiento del Alicona en mediciones sin solapamiento, tomando como referencia la medición con solapamiento de imágenes, ya que esta corrige los errores geométricos. Para el estudio sobre el comportamiento del Alicona cuando funciona sin solapamiento se ha utilizado la lente $\times 10$ y un artefacto de acero consistente en una malla 6×6 de agujeros semiesféricos de 0.5 mm de diámetro. Se han analizado los ejes X e Y por separado. El primer paso consistió en alinear lo máximo posible los agujeros del artefacto con los ejes de la máquina de medición para poder medir los seis agujeros de una misma línea con una única hilera constituida por 15 imágenes. Una vez alineado se ha medido la misma línea de agujeros de un eje de seis formas distintas. En el artículo han sido numeradas de la siguiente forma: a) medición de referencia con todas

las imágenes solapadas correctamente; b) sólo se han tomado las imágenes de los dos agujeros que van a ser comparados; c) se ha tomado la imagen del primer agujero, la siguiente imagen se ha desechado y todas las demás hasta el último agujero se han tomado con solapamiento; d) se ha descartado únicamente una imagen situada a mitad de camino entre el primer agujero y el último; e) se ha desechado únicamente una imagen situada inmediatamente antes del último agujero medido; y f) se han alternado una imagen medida con una desechada hasta llegar al último agujero (ver Figura 3 de artículo).

La tabla 1 muestra los datos de las mediciones tal y como se ha explicado en el párrafo anterior para el eje X, siendo los agujeros relevantes los nombrados 1 y 6. Mientras que la tabla 2 muestra los datos homólogos pero correspondientes al eje Y, siendo en este caso los agujeros nombrados 1 y 31 los que se muestran.

De las diferencias observadas de cada tipo de medición con respecto a la referencia se obtiene la conclusión de que el error geométrico se acumula desde el punto en que se pierde el acoplamiento de imágenes, por eso pese a que la medición tipo c) y la medición tipo e) sólo tienen una imagen sin medir, (la segunda y la penúltima respectivamente, la medición c) sólo acumula el error de dos recuadros medidos y a partir del tercero va corrigiendo el error, y sin embargo la medición e) tiene acumulado todo el error desde el primer recuadro hasta el penúltimo donde la medición pierde la información del acoplamiento.

Una vez analizado el funcionamiento la máquina sin solapamiento de imágenes con respecto a su funcionamiento con solapamiento, se procede a aplicar la metodología para estimar los errores de la máquina en todo su espacio de trabajo. Para ello lo primero que se ha hecho es diseñar un sencillo artefacto (Figura 3.4). Dicho artefacto es un bloque de aluminio constituido por 17 agujeros semiesféricos de 2 mm de diámetro con una separación de 10 mm entre dos agujeros consecutivos. Estas distancias no necesitan estar calibradas, ya que para la estimación de los errores geométricos se van a comparar las mediciones consigo mismo, con y sin solapamiento de imágenes.

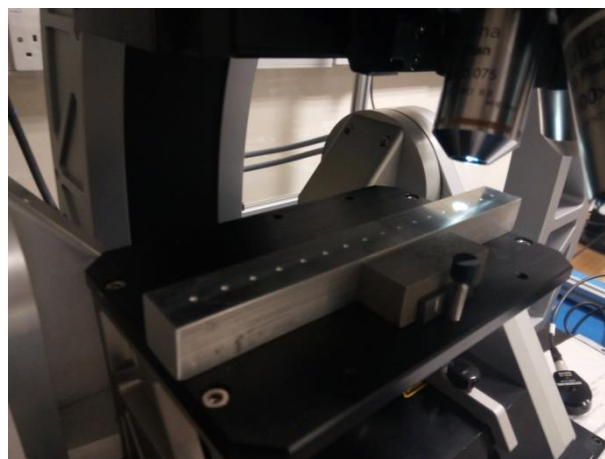


Figura 3.11. Artefacto diseñado para medir los errores de los ejes X e Y del Alicona.

Las ecuaciones de (1) a (5) del artículo muestran el desarrollo de la cadena cinemática con los errores de posición para la plataforma. Se han considerado despreciables los errores del eje Z, ya que en una medición, dicho eje apenas se desplaza un milímetro y durante dicho

desplazamiento recoge información cada pocos micrómetros, esto le proporciona al eje una precisión, según el fabricante, de décimas de micrómetro.

El modelo cinemático se ha realizado en Matlab. En el programa se aportan los datos de diversas mediciones del patrón, colocado en diferentes posiciones y diferentes direcciones, para que abarque tanto el eje X como el Y, así como varias mediciones oblicuas a ambos ejes. El algoritmo utilizado para la optimización es Levenberg-Marquardt, ya que proporciona una solución mediante mínimos cuadrados a este tipo de problemas no lineales.

La lente utilizada para la medición de este artefacto es la 5×. De todos los ensayos medidos, se han seleccionado tres de ellos para calcular los parámetros de los errores geométricos y el resto de los ensayos se usarán para validar dichos parámetros utilizando los errores estimados para realizar una corrección. De los tres ensayos seleccionados para calcular los parámetros de error, se ha seleccionado uno con el patrón alineado con el eje X, otro con el patrón alineado con el eje Y, y finalmente un tercer ensayo con el patrón oblicuo a ambos ejes.

Esta primera modelización presenta problemas de convergencia, como se puede observar en la Figura 5. Esto es debido a que algunos parámetros interfieren con otros por la forma en que han sido modelados. Para solucionar este problema se han desarrollado las ecuaciones del modelo y aquellos parámetros que multiplican a otros parámetros se han despreciado, ya que el orden de magnitud con el que afectarían a la coordenada es muy pequeño. De esta forma, las ecuaciones 10, 11 y 12 representan las tres coordenadas del modelo y la ecuación 13 representa el modelo en formato matricial. La ecuación 14 presenta una reordenación de los parámetros de la ecuación 13, esta última tiene por un lado los términos lineales y por otro se le suman los términos angulares que van multiplicados por una coordenada. Finalmente, la ecuación 15 muestra el modelo con los parámetros tal y como han sido modelados.

Una vez simplificado el modelo y modelado en Matlab, se ha realizado la optimización y se han obtenido los valores de los parámetros. Con estos errores, se ha realizado una corrección de todas las distancias (Figura 8). La Figura 3.5 muestra los errores de distancias antes de realizar la corrección y después de realizar la corrección.

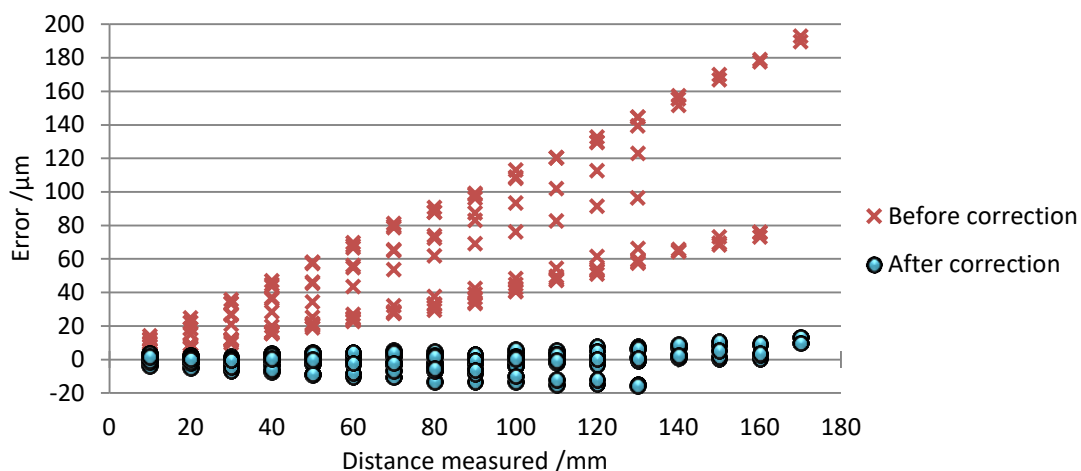


Figura 3.12. Error inicial y residual de los puntos medidos.

Que los errores del eje X sean mayores que los errores del eje Y probablemente sea debido al propio montaje de la máquina de medición, cuyo eje X está montado sobre el eje Y lo que provocaría que los errores de Y se propagaran al eje X.

Lo siguiente que se ha presentado es un cálculo similar, pero en este caso utilizando como objeto medido el artefacto calibrado de 20 mm × 20 mm utilizado en el estudio inicial del comportamiento del *stitching*. Para estos ensayos se han realizado las mediciones con la lente 10× de este modo se han calculado los errores para mediciones con esta lente. La Figura 11 del artículo contiene los valores estimados, mientras que la Figura 12 muestra los valores en distancia antes y después de realizar la corrección con los valores estimados.

Al haber logrado reducir considerablemente el error de las mediciones *stitching-free*, se considera que la metodología propuesta es válida y se puede aplicar en cualquier máquina de medición sin contacto como la presentada en este trabajo usando un artefacto que no necesita estar calibrado.

PUBLICACIONES





Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements

Pablo Pérez Muñoz*, José Antonio Albajez García, Jorge Santolaria Mazo

Department of Design and Manufacturing Engineering, University of Zaragoza, Calle María de Luna 3, 50018 Zaragoza, Spain

ARTICLE INFO

Article history:

Received 7 July 2016

Received in revised form 19 September 2016

Accepted 10 October 2016

Available online xxx

Keywords:

Laser tracker

Metrology

Thermal stabilization

Warm-up period

Turbulence

ABSTRACT

During the several last years, Laser Trackers have become more common as a measurement tool in the manufacture and assembly of large components such as aircraft wings and ship hulls, as well as for error mapping in coordinate measuring machines and machine tools. Most of these processes cannot be developed in a controlled metrological laboratory but must be implemented directly on a shop floor. Therefore, the process of stabilization of the Laser Tracker has been studied in several experimental tests, and it has been observed that the warm-up time suggested by the manufacturer is not enough. During the first hours of the measurement process two types of thermal errors significantly affect the measurements, causing inaccuracies of between 20 and 80 μm , depending on the equipment used and the positions of the measured points. These thermal errors are systematic and repeatable; therefore they can be estimated and compensated for each measurement system. Because environmental conditions on a shop floor cannot be controlled, once the Laser Tracker is stabilized, the effects of ambient air in measurements have also been studied, focusing on the effect of turbulent flows on the beam path. It has been observed that this turbulence may cause radial distance drifts on the order of micrometers, deflection of the beam trajectory and signal loss.

© 2016 Published by Elsevier Ltd.

1. Introduction

Laser Tracker systems, as portable coordinate measuring machines, have become a notably important metrological tool for industries that must manage large scale components, such as aerospace, wind power, automotive or even machine tool manufacture [1–6]. One common feature of all these sectors is the need to make precise measurements on the shop floor. This is due to the difficulty of moving the large parts involved to an environmentally controlled metrological laboratory.

A tracking interferometer system basically consists of a laser interferometer with two rotary axes that provide the tracking capability, and a target retroreflector (corner-cube or cat's eye type). As a result, this system measures the position of the target on a spherical coordinate system (ρ , Θ , φ). Therefore, the measurement uncertainty of these systems is dependent on the laser system itself, which measures the distance to target (ρ), and the rotary encoders, which provide the angular position (Θ , φ). The angular encoders are widely recognized as one of the main sources of uncertainty [7,8] and the reason of the development of the multilateration techniques [6]. Nevertheless, in the continual effort to attain higher accuracies, some improvements related to distance-measuring uncertainty are still possible.

In a factory workshop without a temperature-controlled environment, the temperature can significantly fluctuate along the day. In [2] is reported an example of an aircraft assembly facility with temperature variations of 8 ° over four hours and vertical gradients of 2.2°.

During the aircraft assembly process, if the beginning and the ending temperatures of the measurement survey vary by more than 2.2°, then the survey is considered void and has to be repeated. Environmental conditions have a variety of effects on the measuring process of large components. On one hand, the measured part may present significant dimensional distortions due to temperature variations. These are very difficult to compensate for because they are usually non-uniformly distributed. On the other hand, in non-controlled environments, fluctuations in atmospheric conditions affect the wavelength of the laser beam and, therefore, the stability of the measurement. These effects can be a dominant performance-limiting factor [9]. And lastly, temperature also affects the components of the laser tracker itself: mechanical parts, lenses, the laser source, etc.

There are three major manufacturers of Laser Trackers: Leica Geosystems, Faro Inc. and API. Each manufacturer has its own design and system characteristics [6]. The University of Zaragoza has an API Tracker3 LTS-3000 and a Leica Geosystems LTD600. These two Laser Trackers were used in this work and designated as LT1 and LT2, respectively. The initial thermal stabilization of both Laser Trackers was studied. In order to analyse the effect of air turbulences on the Laser Tracker measurements, only LT1 was used because it allows access to tracking system data. Fig. 1 shows both Laser Trackers and their coordinate systems.

These two Laser Trackers were chosen for their different structural configurations. LT1 has the laser source inside the head, while LT2 has the laser source fixed inside the housing, with a gimbaled mirror to direct the laser beam to the retroreflector. The technical specifications of both Laser Trackers are described in Table 1.

There are three main standards concerning performance evaluation of Laser Trackers. ASME B.89.4.19-2005 [10] is the American

* Corresponding author.

Email address: pperezmu@unizar.es (P.P. Muñoz)

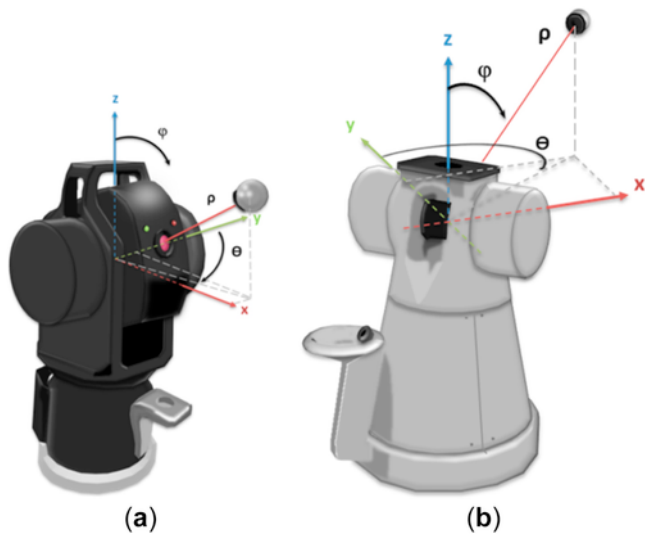


Fig. 1. Laser Trackers used on the experiments: (a) LT1 with his Cartesian and Spherical coordinate system; (b) LT2 with his Cartesian and Spherical coordinate system.

Table 1
Laser Trackers specifications.

	LT1	LT2
Distance Range	0–30 m	0–40 m
Horizontal	$\pm 320^\circ$	$\pm 235^\circ$
Vertical	77° – 60°	$\pm 45^\circ$
Distance Resolution (IFM)	1 μm	1.26 μm
Distance Accuracy	$\pm 5 \mu\text{m/m}$	$10 \mu\text{m} \pm 0.5 \mu\text{m/m}$
Angular Resolution	0.07 arc sec	0.14 arc sec

National Standard, focused specifically on the use of Laser Trackers as industrial measurement tools. It prescribes methods for the performance evaluation of laser-based spherical coordinate measurement systems and provides a basis for performance comparisons among such systems. These methods and procedures require that the Laser Tracker specifications be accompanied by environmental conditions, including minimum temperature, maximum temperature, and temperature gradients (spatial gradients in $^\circ\text{C/m}$ and temporal gradients in $^\circ\text{C/h.}$). However, the standards methods and procedures do not account for other types of temperature-related errors such as those that might arise from the thermal deformation of the Laser Tracker or the warm-up time. The other two standards, VDI/VDE 2617-10 [11] and ISO 10360-10 [12], do not even consider the effect of air temperature on the laser beam (it is assumed the refractive index is properly estimated). Nevertheless, the concern of manufacturers with these thermal issues can be seen in different patents [13–15] trying to address these problems.

Laser tracker users are also aware of this situation. It can be observed in [16,17] some examples analysing the warm-up time of two different Laser Trackers from an experimental point of view that clearly show the need for longer stabilization times. However, in [16] and [17] no explanation is given for this phenomenon. Therefore, the first part of work here presented focuses on the warm-up behaviour of two different Laser Trackers. It has been evaluated how the increase of temperature when the laser is switched on affects the measurements in two ways: with an ‘internal error’ and with an ‘external error’. The internal error is a consequence of the increase of the temperature inside the Laser Tracker and behaves similarly to the ‘death

path error’ on linear laser interferometers [18], whereas the external error is a consequence of the thermal deformation of the Laser Tracker. If these two errors are not taken into account, the user of the Laser Tracker may be assuming an important error on his measurements.

On the second part of this paper another relevant thermal effect has been addressed. The influence of air and its turbulences on measurements has been studied in order to expose the importance of avoiding heat sources and air flows on the shop floor while the measurement process is being performed.

The environmental conditions influence a laser beam through changes in the refraction index. This results not only in a different value for the measured distance but also in a bending of the ray (a procedure to calculate these effects can be seen in [10]). Currently, the dependency of the refractive index on light wavelength and air temperature, pressure and humidity (and even CO_2 content) is well known thanks to such models as the ones proposed by various authors: Edlén [19], Birch and Downs [20,21], or Ciddor [22] which provide theoretical uncertainties of approximately 10^{-7} or 10^{-8} . Therefore, laser systems usually have one weather station to provide the necessary values for these environmental variables (the accuracy of each attribute measured by the weather station can be observed on Table 2). Thus, these equations are especially useful under controlled laboratory conditions where environmental parameters may be considered uniform along the beam path and a single measuring point is representative of the whole environment. Nevertheless, Laser Trackers are used in large workshops where spatial and temporal gradients, which a single weather station cannot detect, are likely to be found. This problem may be compounded by the presence of air turbulence.

Moreover, the signal quality can be greatly impaired in the presence of turbulent air [1]. Thus, from the point of view of Laser Trackers users, the only available solutions consist on the use of fans or air homogenizers (laminar flow) and data averaging over time [1,23]. Nevertheless, this problem has been analysed more deeply in other research areas, such as in geodesy and long range interferometry, where the laser beams have to travel distances in the range of kilometres [24]. Thus, there are several studies about fluctuations in laser beams due to thermal turbulences that are going to be described.

“Turbulence can be described as the random mixing of air particles in the atmosphere due to either rapid or small-scale spatial and temporal temperature-related refractive index fluctuations” [25]. These refractive index fluctuations cause random phase perturbations of the laser beam that can lead to beam distortion. In addition, laser propagation through turbulent media can result in scintillation, beam wander and beam spreading [26]. In 2008, Wang et al. [27] found that in the case of a strong atmospheric turbulence within the light fields, the laser beam loses his Gaussian-shaped distribution as optical vortices are formed. And even after propagation over a sufficiently long-distance for the beam to recover its Gaussian-shaped distribution, the output beam’s light is totally incoherent due to the turbulent atmosphere. In 2013 Ji et al. [28] studied changes in the centroid position of laser beams propagating through a turbulent atmosphere and noticed that a cross wind causes a decentred field phase distortion. In 2014 SC. Ndlovu et al. [29] found changes in the spatial

Table 2
Weather Station accuracy.

	LT1	LT2
Temperature	$\pm 0.3 \text{ }^\circ\text{C}$	$\pm 0.3 \text{ }^\circ\text{C}$
Air pressure	$\pm 0.1 \text{ KPa}$	$\pm 0.1 \text{ KPa}$
Relative humidity	$\pm 5\% \text{ HR}$	$\pm 2.5\% \text{ HR}$

intensity profile of a propagating laser beam due to thermal turbulence, even over small distances.

Nevertheless, Laser trackers have the very distinctive capability of tracking the laser beam compared to conventional laser systems. This means that turbulence effects can also be felt not only in the distance range information but also in the angular data provided by the encoders.

Their tracking capability is possible due to a 2D Position Sensitive Detector (PSD) that provides feedback signal to the rotatory motors control [30]. This keeps the returned signal of the retro-reflector in the centre of the PSD and, as a consequence, the light beam also ends centred into the retro-reflector. Optical Position Sensitive Detectors are a kind of photodiodes (1D and 2D) which outputs are proportional to the centroid position of a light spot projected on their surface. The position information is calculated from the relative magnitudes of a few photocurrent signals provided by the PSD. PSDs are widely used in commercial and industrial applications where low-cost or high-speed position sensing is needed [31]. The information provided by the Laser Tracker PSD in our experiments has been used to see how turbulences cause a deflection of the laser beam.

Turbulence causes the beam to blur. The more divergent the beam becomes, the less light falls onto the reflector, and less light is therefore returned to the Position Sensitive Detector, which in the end can no longer detect the reflector signal [30]. This loss of the beam signal may occur because the beam's fluctuations are faster than the Laser Tracker system can follow. The magnitude of these fluctuations can be seen in the magnitude of the root-mean-square error (σ) of the measurements.

Since both sources of error (thermal stabilization and air turbulences) have a non-negligible effect on measurements and their uncertainty, especially when the measurement process is conducted on a shop floor where environmental conditions are not controlled, both of these sources of error should be calculated and taken into account.

2. Warm-up behaviour

2.1. Internal error

Laser Trackers become ready to work after a warm-up process of approximately 15 to 20 min which allows the laser source to stabilize. Nevertheless, we found that users should wait for at least two hours or even longer to obtain stable measuring data [16,17]. In order to determine the real warm-up time of each instrument, the retro-

flector was placed on the birdbath nest (a location where the interferometer distance is set based on previous calibration) as shown in Fig. 2(a). Then, output data were sampled just after the equipment was prepared with the settings in Table 3 and a frequency of one point each 30 s. For 270 min data were collected in a metrological laboratory with a temperature of $20\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 1\text{ }^{\circ}\text{C}$. The Variation in radial distance is represented in Fig. 2(b).

After several tests, it was observed that this phenomenon is repeatable and a model is proposed for each system. The radial distance can be fitted according to this general equation:

$$\rho(t) = A + B \cdot (1 - e^{-t/\tau}), \quad (1)$$

Where A is the initial value of ρ in the birdbath nest (defined by the manufacturer) in millimeters, B is the maximum value of the radial distance variation in millimeters, t is the instant of time of the measurement in minutes and τ is the time constant in minutes. For LT1 the equation modeled is

$$\rho_{LT1}(t) = 159.798 + 0.019 \cdot (1 - e^{-t/30}), \quad (2)$$

For LT2 the equation is modeled as

$$\rho_{LT2}(t) = 154.999 + 0.075 \cdot (1 - e^{-t/90}), \quad (3)$$

Fig. 2(b) shows mean variation on time of the ρ coordinate (radial distance) of the birdbath nest for both Laser Trackers and the variation of warm-up curves calculated with Eqs. (2) and (3). In exponential equations such as this, 95% of the final value is reached at time 3τ . This finding means that to obtain stable results, it is necessary to wait 90 min for LT1 and 270 min for LT2. Otherwise, data collected at different times will have some variation. This variation in the radial coordinate should not be neglected, as it has values of 0.019 millimeters for LT1 and 0.075 millimeters for LT2 when stabilized.

This measurement error in the radial component, which occurs during the first hours after the laser source of the Laser Tracker is turned on, is due to the temperature increase inside the housing, which causes expansion of the distance between some components, such the lenses or beam splitter. However, this 'internal error', caused by a thermal drift of the components inside the housing, is an

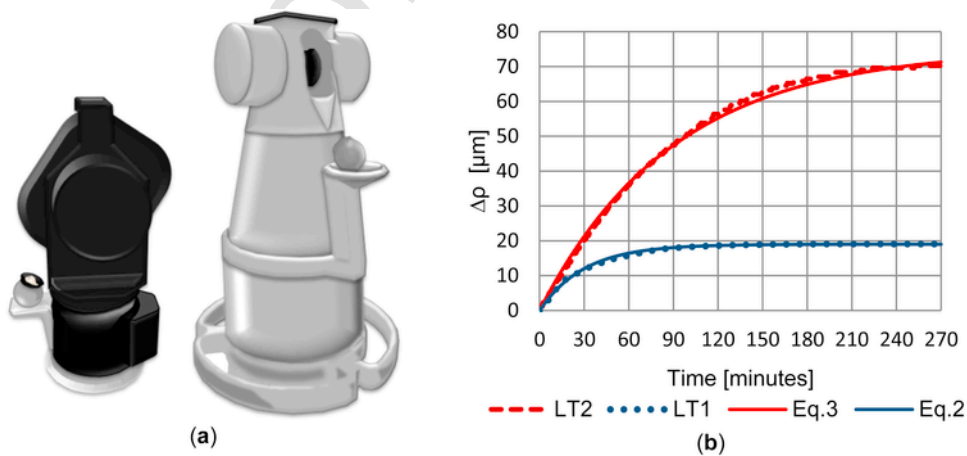


Fig. 2. Warm-up test: (a) Configuration of the warm-up test; (b) Variation on time of radial distance from the origin of coordinates to the birdbath nest of each Laser Tracker.

Table 3

Experiment settings.

Retroreflector	SMR 1.5"
Samples per point	200 samples/point
Sampling frequency	100 Hz

offset that increases along time and only can be corrected by rebooting the Laser Tracker using the function ‘Measure Home Position’ when the system has thermally stabilized.

2.2. External error

The internal heat does not only affect the components inside the tracker, but it also affects the external housing, increasing its temperature and causing thermal dilatation in its structure and, depending on the configuration of the Laser Tracker, a displacement of its origin of coordinates. This effect could be considered as an ‘external error’ that depends on the position of the heat source. In the case of LT1 the heat source is inside the Laser Tracker head and coincides with the theoretical intersection of the axes of rotation. Therefore the gimbal point remains steady. Nevertheless, since LT2 has its heat source in the housing (under the Laser Tracker head) when the Laser Tracker is switched on, the temperature inside the housing increases and thermal

expansion causes the structure to displace the head and the gimballed mirror up, altering the origin of coordinates of the Laser Tracker.

Temperature sensors were placed on the housing at the positions denoted as m0, m1, m2 and m3 (see Fig. 3(a)). During the thermal study of the housing, the air temperature was 21,7 °C, but as seen in Fig. 3(b), during the warm-up period defined by the manufacturer, the housing temperature rises 0.4°, while during the calculated warm-up period the housing temperature rises, depending on the point, between 3 and 4°. To verify that this temperature increase causes expansion of the structure of LT2, an experiment was performed with the settings from Table 3 and the configuration shown in Fig. 4(a).

The first step is to turn on LT1 and wait almost 90 min until the unit is fully warmed up in order to minimize errors. In one set of experiments the retroreflector was fixed on the birdbath nest of LT2 and in other set of experiments the retroreflector was fixed above the LT2 head as shown in Fig. 4(a). LT2 is turned on and during its warm up period LT1 measures the variation of these fixed once per minute. The variation of the height of those points (the Z coordinate in the Cartesian system of coordinates) is represented in Fig. 4(b).

It can be observed that during the first 120 min of the test the birdbath nest and the upper surface of the LT2 rose 60 μm. After another 150 min both points were stabilized, with the birdbath nest

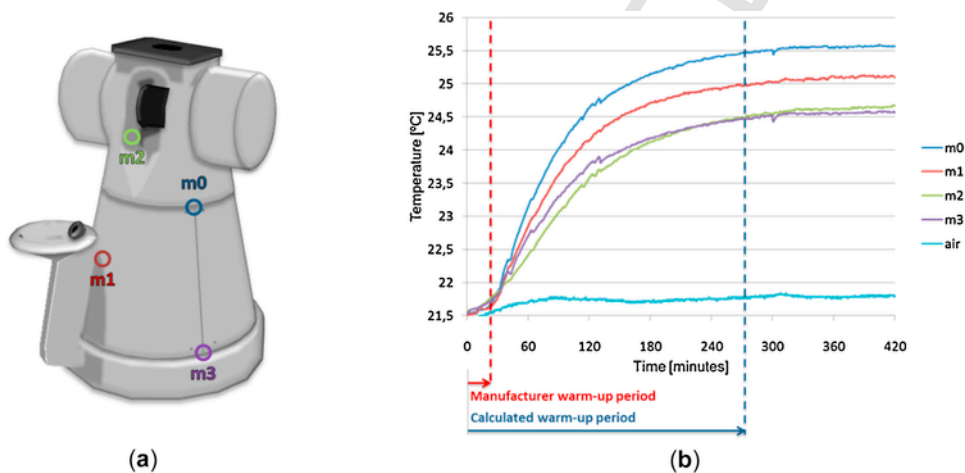


Fig. 3. LT2 thermal study during warm-up tests: (a) Position of the temperature sensors; (b) Temperature of the housing.

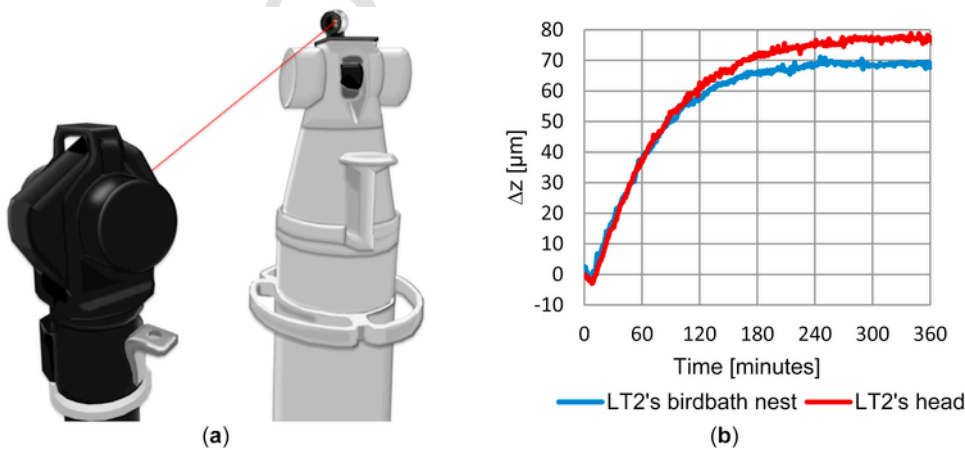


Fig. 4. Structure dilatation test: (a) Configuration of the test; (b) Variation on time of the Z-coordinate in a Cartesian coordinate system of two points of LT2 measured with LT1.

reaching a displacement of 70 μm and the upper surface of LT2 a displacement of 77 μm . The 7 μm of difference between the upper surface and the birdbath nest is due to the direction of the thermal expansion on the + Z-axis. This displacement difference would generate an error in the internal offset that the Laser Tracker is unable to detect or correct.

It should be noticed in Fig. 4(b), that after the warm-up period (20 min after the laser source is turned on), at the moment when the measurement process can be started, both points on LT2 have risen only 5 μm due to thermal expansion (which represents around 7% of the final value) and from then until the moment when LT2 stabilizes, the upper surface of LT2 rises 72 μm .

2.3. Correction model of the warm-up behaviour

2.3.1. Configuration and data collection

In order to observe how the errors caused by internal heat affects the Laser Tracker's measurements, a series of fixed bases were placed at different distances and heights over a Coordinate Measuring Machine in a metrological laboratory. The four points measured are designated A, B, C and D, they are on the same straight line to minimize angular errors, but at different radial distances and at different heights. These different distances (A, B and C) and heights (D) are shown in Fig. 5(a). The initial radial distances (ρ coordinate) of each point are 1352.205 mm for point A, 1799.363 mm for point B, 2402.274 mm for point C and 1658.840 mm for point D. It should be noted that bases A, B and C have a negative Z-coordinate on the Cartesian coordinate system because they are below the origin of LT2's coordinate system, whereas the base D has a positive Z-value because it is above the LT2's origin.

The test was performed with the settings shown in Table 3 in a metrological laboratory with an air temperature of $20^\circ\text{C} \pm 1^\circ\text{C}$. One radial distance value for each point A, B, C and D are collected every 5 min. After the first 95 min the retroreflector is brought to the nest and the function 'Measure Home Position' was launched to reset the interferometer, and, after that, distance values for A, B, C and D were taken for another 15 min, resetting the interferometer again before collecting new data. That means that during the first 95 min the Laser Tracker is producing both types of errors discussed above, internal errors and external errors. However, during the last 15 min of the experiment, since the Laser Tracker is reset before each measurement,

the internal error is corrected and the Laser Tracker is producing only external errors.

The data show that all measurements increase over time, and at the moment when the Laser Tracker is reset, bringing the retroreflector to its birdbath nest (at minute 95 of this experiment), all of the measurements decrease by 45 μm , which is exactly the value of the internal error of the ρ coordinate in the birdbath nest in minute 95 as seen in Fig. 2(b) for LT2. However, even after applying the correction for internal error, there is a gap of 35 μm between A and D. That is because the Laser Tracker is suffering thermal dilatation and external error is not being corrected.

2.3.2. Correction model

In this experiment, correction is applied in two steps. First, the external error induced by the thermal expansion of the LT2 housing will be removed for all the data. The second step consists of a correction of the internal error for the first 95 min of the experiment because in the last 15 min this error is corrected when the interferometer is been rebooted.

The ρ coordinate can be calculated as

$$\rho = \sqrt{(x - x_0)^2 + (y - y_0)^2 + (z - z_0)^2}, \quad (4)$$

Where x_0 , y_0 and z_0 are the Cartesian coordinates of the origin. The Laser Tracker assumes that the origin is fixed and each coordinate is equal to zero. Thus for the Laser Tracker the radial distance is always

$$\rho = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2}, \quad (5)$$

However, with the experiment presented in section 2.2 (Fig. 4), it can be observed that the Laser Tracker expands on the + Z-axis and thus the origin of coordinates shifts upwards.

The first step in the correction involves calculating the new value of the ρ coordinate for each point (ρ') at each moment considering that the origin of coordinates of LT2 is moving on the + Z-axis due to dilatation of the housing, as seen in Fig. 4(b). To correct for this thermal expansion we fix the origin of coordinates subtracting the value of the height of expansion. Next, the new value of the ρ coordinate is calculated as

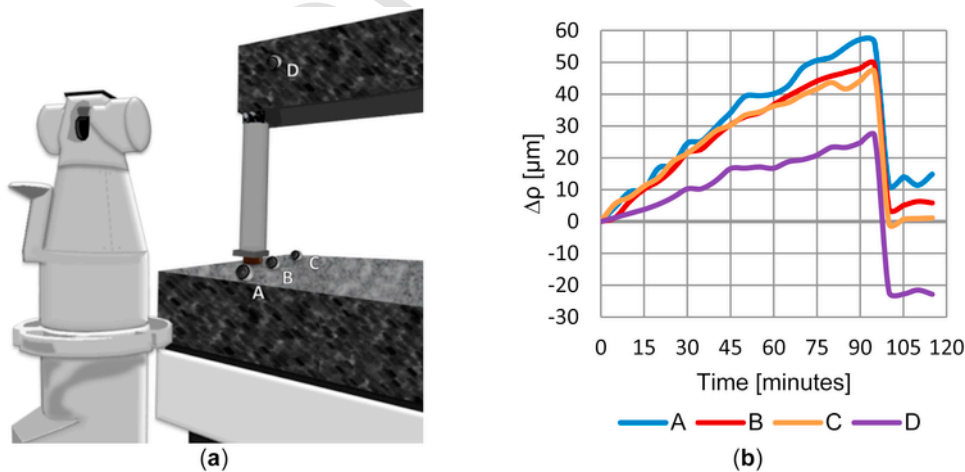


Fig. 5. Measuring process test: (a) Configuration of the test; (b) Variation on time of radial distance (ρ coordinate) of the points A, B, C and D along time.

$$\rho' = \sqrt{x^2 + y^2 + (z - z_{LT2})^2}, \quad (6)$$

Where z_{LT2} is the value at each instant of the height to which the origin of coordinates has risen. The negative sign in this equation is present because this height is being subtracted to maintain the origin of coordinates at its initial position.

Fig. 6 shows the new ρ values calculated for each instant of time. Thus, the 'external error' caused by thermal dilatation of the housing has been corrected. Now, in Fig. 6 we can see the ρ coordinates of the four points over time but with the 'internal error' uncorrected for the first 95 min of the test. The reset of the interferometer which was performed before the data were collected, corrected this error caused by dilatation of the internal components during this last 15 min.

Therefore in the second step the 'internal error' is removed. For this experiment, this correction will be applied only on the values for the first 95 min with this equation:

$$\rho'' = \rho' - e_{int}, \quad (7)$$

Where ρ' is the ρ coordinate calculated using Eq. (6) and e_{int} is the internal error that in this case corresponds with the LT2 values in Fig. 2(b). Fig. 7 shows the ρ'' values for each point (after applying the two steps corrections) and ρ values (before applying the corrections):

We observe that before applying the two step correction, the variations in the ρ coordinate were different depending on the position of the point measured but after applying the corrections all the points have a similar behaviour, which is more stable and consistent.

It is important to know the behaviour of the Laser Tracker during its warm-up period if measurements at different moments in time are going to be compared, or measurements taken during this period are to be used. Therefore it is advisable for Laser Tracker users to model their warm-up curve, Eq. (1), and to take into consideration that depending on its design, the Laser Tracker's coordinate origin may suffer a displacement that significantly affects the value of measurements.

3. Effects of air on measurements

In a typical laboratory or workshop, the effects of turbulence on commercial straightness or angle interferometers can be severe. In

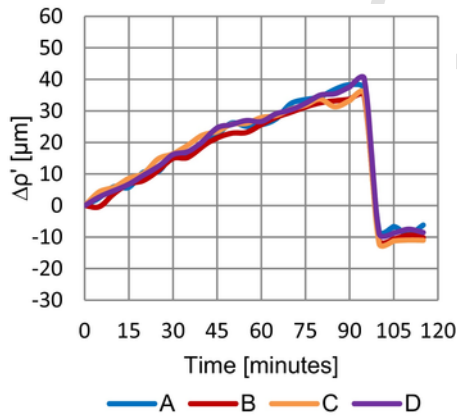


Fig. 6. ρ' calculated after applying the correction for thermal expansion.

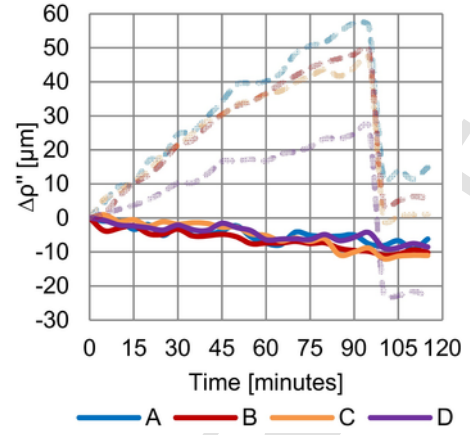


Fig. 7. ρ'' calculated after applying the two step corrections.

many cases the only correction possible is data averaging. For path lengths that are not too long, the use of fans or air homogenizers can greatly reduce the effect of turbulence [1], but if a stream of hot air passes through the beam path it will affect the measurements.

To quantify the effects of a turbulent stream of hot air, our equipment was set up as shown in Fig. 8. Although experiments have been developed at different distances, this paper provides the results of tests carried out with a radial distance of two meters.

The retroreflector is fixed at a distance of 2 m from the Laser Tracker. The data are collected with a frequency of 1 Hz and 100 samples per point. During the first two minutes the data collected are unaffected by the environment, but after that, a heat source with a turbulent flow is turned on, partially altering the beam path. The heat source increases the temperature and, according to Edlén's equation [19], this increase in temperature causes a decrease in refractive index:

$$n = 1 + \frac{7.86 \cdot 10^{-4} \cdot p}{273 + t} - 1.5 \cdot 10^{-11} \cdot h \cdot (t^2 + 160), \quad (8)$$

Where n is the refractive index, p is the air pressure in KPa, t is the temperature of the air in °C and h is the relative humidity in percent-age.

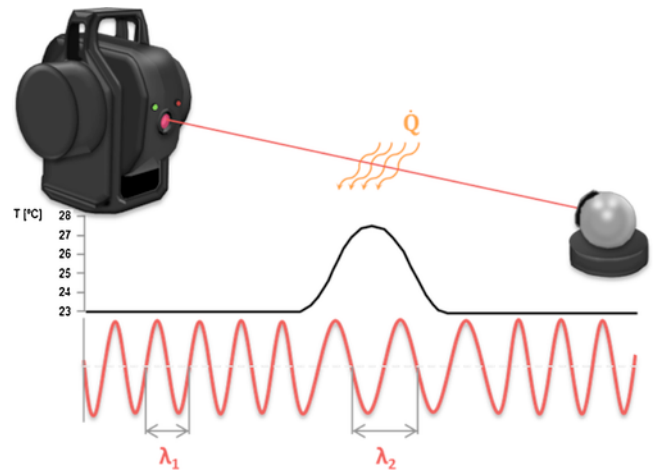


Fig. 8. Configuration of experimental test.

The refractive index affects the wavelength of electromagnetic radiations according to the relation:

$$n \cdot \lambda_{air} = \lambda_{vac}, \quad (9)$$

Therefore, in the section of the beam path where the temperature has been increased, the refractive index decreases, and consequently the wavelength is greater, as represented in Fig. 8.

Moreover, the Laser Tracker has a weather station to estimate the refractive index of the workshop and assumes that the entire beam path has the same refractive index. As it can be observed in Fig. 9, at second 120 of the experiment, when the heat source is turned on, a part of the beam path suffers a change in its refractive index that the Laser Tracker cannot detect causing a step in the radial distance (see Fig. 9(a)) and an increase in its root-mean-square (standard deviation of the 100 samples) (see Fig. 9(b)).

This radial step is calculated with the following equation:

$$\rho_{measured} = \int \frac{n_i(x)}{n_{LT}} \cdot \rho_i dx, \quad (10)$$

Where ρ_i is the real distance of a section of the beam path i , n_i is the real refractive index of that section and n_{LT} is the refractive index that the Laser Tracker assumes for the entire beam path.

Fig. 9 shows the results of an experiment that ended with a loss of the signal. This loss may have been produced by a dispersion of the laser beam or by a deviation from the geometric straight trajectory of the beam path because while the assumption that light travels in straight line and a constant speed may be valid in a controlled laboratory environment, it is not necessarily valid in a shop floor environment or outdoors where Laser Trackers are often used [32]. In those uncontrolled environments the refractive index suffers variation all along the beam path, which bends the laser beam according to Snell's Law:

$$n_1 \cdot \sin \theta_1 = n_2 \cdot \sin \theta_2, \quad (11)$$

As a result of this curvature, the laser beam is travelling through more space than it would in a perfect straight line. However, this effect has been simulated and calculated and the effect is negligible in

terms of distance travelled by the laser (approximately 10^{-5} μm per meter of beam path) but not in terms of beam deflection [10].

We observed that when the perturbation on the beam path consists only of an increase in air temperature, without any turbulent air flow, the measurement suffers a variation according to Equation (10). Nevertheless, the laser beam does not suffer any deflection such as that seen in Fig. 9(b) which causes an increase in the root-mean-square error. In such a case, the radial variation can be calculated with Equation (10) and corrected if perturbations on the beam path are measured by temperature and air pressure sensors along the beam path.

With ISO/TS 14253-2 [33] the value of the uncertainty in measurement can be estimated. Therefore, the expected value of the root-mean-square of a measurement can be estimated in order to determine, with this value, if the measurement performed is being taken under the appropriate conditions. Otherwise, if the root-mean-square error is greater than expected, this may be due to vibrations or, as in this case, the presence of a turbulent flow.

Different sources of uncertainty should be taken into account. The main sources of uncertainty are given by the manufacturer and they are:

Absolute accuracy of the Laser Tracker

Repeatability

The values of those contributions are on the Certification Report and for our Laser Tracker can be observed on Table 4.

Other uncertainties that should be taken into account are not given by the manufacturer, one of them is the inaccuracy of the Laser Tracker weather station. The Laser Tracker used for these experiments (LT1) operates with an AT Meteo Station whose accuracy values are shown on Table 2. To estimate the uncertainty generated by these imprecisions the Monte Carlo method was used with Eqs. (8) and (10). Using the AT Meteo Station's inaccuracies around standard laboratory conditions, which are 20 °C, 99 KPa and 50%RH, 10.000 values are simulated for each attribute measured. The refractive index estimated by the Laser Tracker can be calculated with those data and Eq. (8). Since the true refractive index (n_i) is known, for this simulation the error committed by the Laser Tracker due to the inaccuracy of its weather station can be calculated with Equation (10) as 1.000265156791, n_{LT} is the refractive index calculated with Eq. (8) and the simulated values that the weather stations can measure, ρ_i is 1 m to calculate the error per meter. With this data, the error per meter of measurements is shown in Fig. 10.

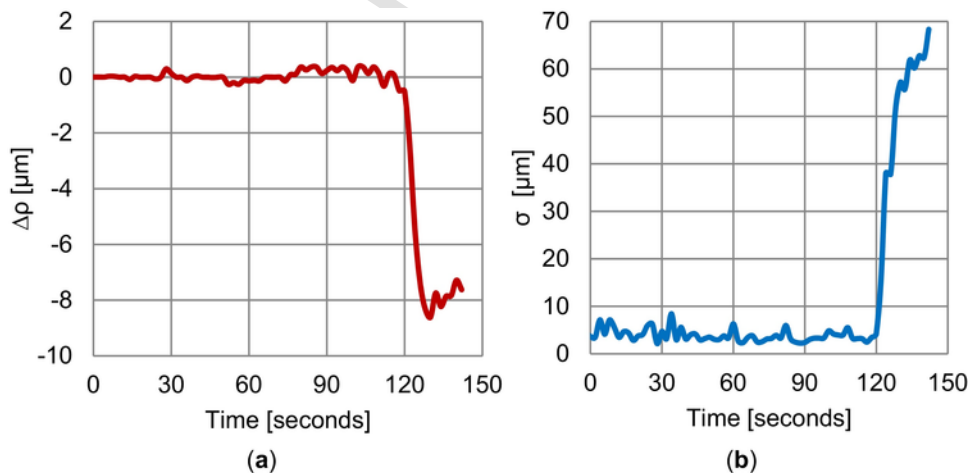


Fig. 9. Measurements data applying a heat source with turbulent flow at second 120 of the experiment: (a) Variation of radial distance (ρ); (b) Variation of root-mean-square (σ).

Table 4

Laser Tracker uncertainties sources given by the manufacturer.

Source	Uncertainty
Absolute accuracy	± 5 ppm (2σ)
Repeatability	± 2.5 ppm (2σ)

According to the Guide to the expression of Uncertainty in Measurement (GUM) [34] when the error presents a normal distribution with, in our case, $2\sigma \approx 0.385$ $\mu\text{m}/\text{m}$ (see Fig. 10), this value of 0.385 ppm is the uncertainty of the measurement caused by the weather station.

Another source of uncertainty that is not given by the manufacturer that should be taken into account is the error caused by incorrect information regarding the weather conditions along the beam path. That is because the Laser Tracker has information on just one point near to the beam path, but along the path there exist variations in temperature, air pressure and relative humidity. Even for a very stable environment with a temperature gradient of just 0.1 $^{\circ}\text{C}/\text{m}$, the error over a beam length of 10 m due to refractive changes would be 5 μm , while for a more typical 1 $^{\circ}\text{C}/\text{m}$ the error would be 50 μm [35]. Techniques are being developed to compensate for these effects by using multiple frequencies of light [36].

To determine the value of this uncertainty it would be necessary to evaluate the shop floor conditions to estimate the likely variations, and estimate the uncertainty per meter with the Monte Carlo method and Eqs. (10) and (8). There are open source software programs are available for monitoring the environmental conditions at a low cost [37].

The GUM [34] indicates that the combined uncertainty can be calculated as

$$u_c = \sqrt{u_{AA}^2 + u_R^2 + u_{WS}^2 + u_{ED}^2}, \quad (12)$$

Where u_{AA} is the absolute accuracy uncertainty, u_R is the repeatability uncertainty, u_{WS} is the weather station uncertainty and u_{ED} is the uncertainty due to environmental deviation on the beam path. Taking the values from Table 4, u_{AA} is 5 ppm and u_R is 2.5 ppm. The value of u_{WS} has been calculated as 0.385 ppm and assuming that u_{ED}

is 0 ppm in our experiment because it was conducted at 2 m in a laboratory with controlled environmental conditions. Using a distribution factor of 0.5, the combined uncertainty is

$$u_c = \sqrt{2.5^2 + 1.25^2 + 0.193^2 + 0} = 2.80 \text{ ppm}, \quad (13)$$

The expanded uncertainty ($k = 2$) would be

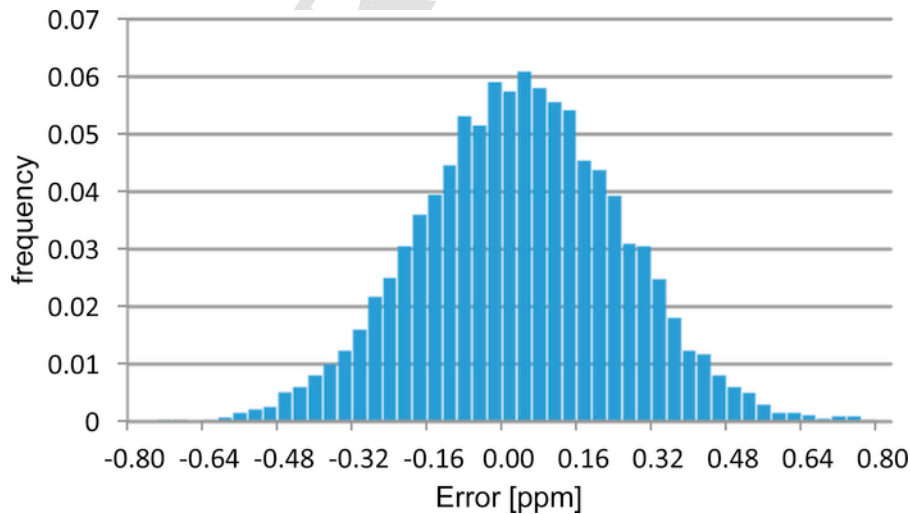
$$U = k \cdot u_c = 2 \cdot 2.80 = 5.6 \text{ ppm}, \quad (14)$$

In our experiment whose radial distances variations are shown in Fig. 9, the distance between the Laser Tracker and the retroreflector is 2 m, so the expected uncertainty, $U(2\sigma)$, is 11.2 μm . Therefore, the value of the root-mean-square (σ) for this experiment is expected to be lower.

As can be observed in Fig. 9(b) when the Laser Tracker works in an unaltered environment the root-mean-square error is between 2 μm and 8 μm . However, when heat turbulence is introduced this value increases to almost 70 μm . This means that of the 100 samples taken by the Laser Tracker for 1 s for each point, when the heat source is turned on, 95% of the samples are between ± 140 μm . Moreover, these fluctuations may be sufficiently fast so that the tracking system can no longer follow the signal. Furthermore, angle of arrival fluctuations in the received wave front affect the PSD which suffers from additional precision deterioration due to receiver misfocusing [27].

The deflection can be observed in the data exported from the PSD. Because the beam propagates along the Z-axis, the turbulence causes a deflection in the X and Y-axes and when the beam is deflected the Laser Tracker tries to re-centre using its motor-encoders.

When there is no perturbation on the beam path and the retroreflector is in a fixed position, the values of PSD X and PSD Y are around ± 1 μm . When the heat source is turned on, however, beam loss does not occur immediately. When the Laser Tracker loses the signal, it loses the ability to track and measure, but the PSD continues to receive a signal. Fig. 11 shows in blue the position of the laser beam as seen by the PSD during the last 0.25 s before beam loss, and in red the next 0.25 s after beam loss. Before the signal loss the laser beam deflects ± 20 μm on both X and Y axes, but when the Laser

**Fig. 10.** Radial distance error caused by the inaccuracies of the weather station.

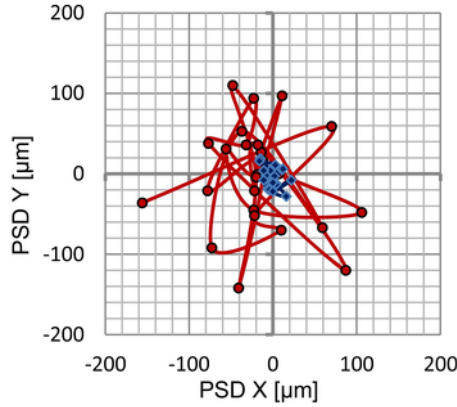


Fig. 11. Laser beam deflection determined by the PSD corresponding to Fig. 9.

Tracker loses the beam signal, the PSD shows deflections around $\pm 100 \mu\text{m}$ on both axes.

Fig. 12 shows the distance between two consecutive samples of the data shown in Fig. 11. The sampling frequency is 100 Hz, so there are 0.01 s between two consecutive samples. Both Figures show PSD data over 0.5 s, 0.25 s before and after the loss of beam signal. The turbulence, because of its randomness, causes the laser beam to oscillate around the theoretical straight trajectory. When this oscillation is moderate, approximately $20 \mu\text{m}$, the PSD of the Laser Tracker

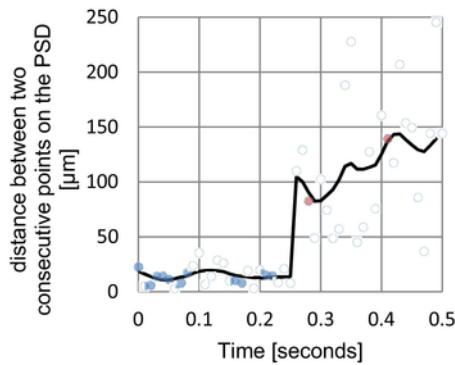
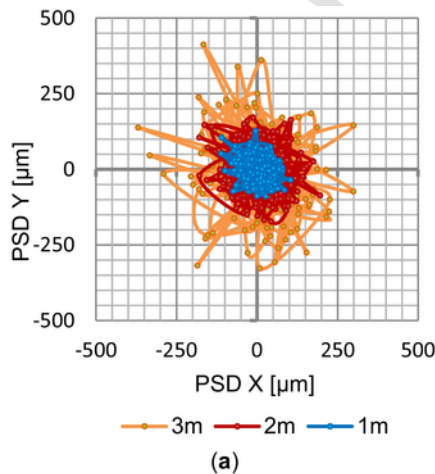
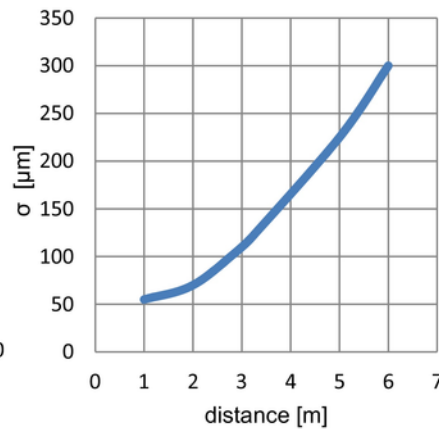


Fig. 12. Laser beam deflection saw by the PSD before and after the beam loss.



(a)



(b)

Fig. 13. PSD data: (a) Laser beam deflection for different distances (1, 2 and 3 m); (b) Variation of root-mean-square (σ) at the moment of the beam loss for different distances.

can follow the laser beam without any problem, but when this oscillation increases dramatically to values of $100 \mu\text{m}$ or even more, the PSD loses the signal and data collection is stopped.

Fig. 13(a) shows laser beam deflection for different radial distances using data collected a few seconds after beam loss (approximately 3 s). This deflection can be seen also in Fig. 13(b) which shows the root-mean-square at the moment of the loss of the signal for different distances. We can see that the longer the distance travelled by the laser beam the more it deflects, and thus the signal is lost more easily if any turbulence is present. As Laser Trackers are widely used for high precision measurements of large scale components, it is important to take this phenomenon into account.

4. Summary and conclusions

In a high-precision measurement process it is important to avoid as many sources of error as possible to achieve the highest level of accuracy. We have shown that when a Laser Tracker is switched on, the warm-up period indicated by the manufacturer is not sufficient to achieve total stabilization of the Laser Tracker and, depending on the configuration of the equipment, this has an important effect on measurements accuracy. An analysis of the thermal stabilization of two Laser Trackers was conducted. Both Laser Trackers have a manufacturer warm-up period of approximately 20 min, during which time no data can be collected, but after which measurements can be performed. Several experiments demonstrated that this time is insufficient to reach an optimal stabilization of the Laser Tracker. Depending on the specific Laser Tracker, the optimal warm-up period is between an hour and a half and four and a half hours.

During this thermal stabilization time, the temperature inside the Laser Tracker increases and some components, such as lenses, mechanical parts and even the housing expand causing errors that are relevant if measurements from two different instants of time are compared. These errors are systematic and repeatable therefore can be estimated and corrected. Two solutions have been proposed to prevent errors caused by incomplete thermal stabilization. One solution is to wait for the entire warm-up period and reset the interferometer before starting the measurement process. If time constraints prevent a proper warm-up period, the second solution is to model the warm-up curve and the structural dilatation curve (if necessary) and correct the measurements with the model presented in Section 2.3.2. It is advisable to model the warm-up curve of this initial period to understand the

behaviour of the equipment and in order to reduce the level of uncertainty. Nevertheless, the dilatation of Laser Tracker's structure needs to be further studied to encourage manufacturers to reduce this phenomenon that alters the position of the origin of coordinates and therefore it affects the measurement process. Another consequence of this dilatation is an increase in the distance between the upper surface and the bird bath nest over time (7 μm). Thus, the real distance between the gimballed mirror and the bird bath nest is not constant. The effect of this variation on the measurement uncertainty would require further study.

The second part of this paper describes another source of error that may be present on a shop floor, the possible presence of turbulences or flows of hot air across the beam path that can appear because environmental conditions are not controlled. These turbulences modify the wavelength of the laser beam and this leads to a variation in the radial measurement. If the turbulence persists, it can cause a loss of the signal, ending the measurement process. Moreover, we observed, using data from the Position Sensors of the Laser Tracker, that these turbulences cause a random deflection of the trajectory of the laser beam, which significantly increases the uncertainty of the measurement. Therefore, it is advisable to avoid airflows and heat sources while the measurement process is being performed. This can be detected by checking the root-mean-square valued for every measurement, though a real correction procedure will require further research.

Conflicts of interest

The authors declare no conflict of interest.

Acknowledgments

This work was supported by the Project of The Secretary of State of Research, Development and Innovation, within the Spanish Ministry of Economy and Competitiveness DPI2013-46979-C2-1-P and the Funds of the scholarship BES-2014-070480.

References

- [1] W.T. Estler, K.L. Edmundson, G.N. Peggs, D.H. Parker, Large-scale metrology – an update, *Ann. CIRP* 51 (Pt 2) (2002) 587–609.
- [2] Muske S, Salisbury D, Salerno R, Calkins J, 747 Data Management System Development and Implementation, In: Presented at the 1999 CMSC Conference and the 2000 Boeing Large Scale Metrology Conference.
- [3] F. Härtig, H. Lin, K. Kniel, Z. Shi, Laser Tracker performance quantification for the measurement of involute profile and helix measurements, *Measurements* 46 (Pt 8) (2013) 2837–2844.
- [4] J. Yin, Y. Gao, Pose accuracy calibration of serial five DOF Robot, *Energy Procedia* 14 (2012) 977–982.
- [5] A. Paoli, A.V. Rationale, Large yacht hull measurement by integrating optical scanning with mechanical trackin-based methodologies, *Robot. Comput. Integr. Manuf.* 28 (2012) 592–601.
- [6] S. Aguado, J. Santolaria, D. Samper, J. Velazquez, C. Javierre, A. Fernández, Adequacy of technical and commercial alternatives applied to machine tool verification using Laser Tracker, *Appl. Sci.* 6 (Pt 4) (2016) 100, <http://dx.doi.org/10.3390/app6040100>.
- [7] K.M. Nasra, B. Hughes, A. Forbes, A. Lewis, Determination of laser tracker angle encoder errors. EPJ web of conferences, 16th International Congress of Metrology 77 (2014) <http://dx.doi.org/10.1051/epjconf/20147700002>.
- [8] G. Gassner, R. Ruland, Laser tracker calibration — Testing the angle measurement system, SLAC National Accelerator Laboratory Publication, SLAC-PUB-13476, 2008, December.
- [9] Renishaw apply innovation, Application note: Air turbulence effect on measurement stability of the differential interferometer. Available online: <http://resources.renishaw.com/en/details/application-note-air-turbulence-effects-on-measurement-stability-of-the-differential-interferometer> [accessed on 05.07.16]
- [10] ASME B89.4. 19-2005 Performance Evaluation of Laser Based Spherical Coordinate Measurement Systems, Vol. 02, American Society of Mechanical Engineers, New York, NY, USA, 2005. August p. 66.
- [11] VDI/VDE 2617 Blatt 10. Accuracy of coordinate measuring machines – Characteristics and their checking – Acceptance and reverification tests of laser trackers.
- [12] ISO 10360-10:2016. Geometrical product specifications (GPS) – Acceptance and reverification tests for coordinate measuring systems (CMS) – Part 10: Laser trackers for measuring point-to-point distances.
- [13] Patent US 9329028 B2. Spherically mounted retroreflector having an embedded temperature sensor and socket. Faro Tech Inc. 2016.
- [14] Patent US 7466401 B2. Self-compensating laser tracker. Faro Tech Inc. 2008.
- [15] Patent US 20120320943 (A1). Automated and accelerated warm-up and stability check for laser trackers. Faro Tech Inc. 2012.
- [16] R. Sugahara, M. Masuzawa, Y. Ohsawa, Performance test of laser trackers of FARO, Proceedings of the 7th annual meeting of Particle Accelerator Society of Japan (2010) p1232.
- [17] G. Gassner, R. Ruland, Instrument test with the new Leica AT401, In: The 11th International Workshop on Accelerator Alignment (IWAA2010), DESY Hamburg, Germany, September 13–17, 2010.
- [18] Renishaw apply innovation, Technical white paper: TE329. Environmental compensation of linear laser interferometer readings, 2013. Available online: <http://resources.renishaw.com/en/details/white-paper-environmental-compensation-of-linear-laser-interferometer-readings-53595> [accessed on 05.07.16].
- [19] B. Edlén, The refractivity of air, *Metrologia* 2 (Pt 2) (1966) 71–80.
- [20] K.P. Birch, M.J. Downs, An updated Edlén equation for the refractive index of air, *Metrologia* 30 (1993) 155–162.
- [21] K.P. Birch, M.J. Downs, Correction to the updated Edlén equation for the refractive index of air, *Metrologia* 31 (1994) 315–316.
- [22] P.E. Ciddor, Refractive index of air: new equations for the visible and near infrared, *Appl. Opt.* 35 (9) (1996) 1566–1573.
- [23] J. Muelaner, O.C. Martin, P.G. Maropoulos, Metrology enhanced tooling for aerospace (META): strategies for improved accuracy of jig built structures, *SAE Aerotech.* (2011), 2011-10-18-2011-10-21.
- [24] L. Redovniković, I. Ališić, A. Luketić, Influence of lateral refraction on measured horizontal directions, *Surv. Rev.* 45 (Pt 331) (2013) 285–295, <http://dx.doi.org/10.1179/1752270612y.0000000037>.
- [25] A. Ishimaru, Theory of optical propagation in the atmosphere, *Opt. Eng.* 20 (1981) <http://dx.doi.org/10.1117/12.7972665>.
- [26] S.M. Augustine, N. Chetty, Experimental verification of the turbulent effects on laser beam propagation in space, *Atmósfera* 27 (Pt 4) (2014) 385–401.
- [27] L.G. Wang, W.W. Zheng, L.Q. Wang, Effect of atmospheric turbulence on propagation properties of optical vortices formed by using coherent laser beam arrays, *J. Opt. A Pure Appl. Opt.* 11 (6) (2009) <http://dx.doi.org/10.1088/1464-4258/11/6/065703>.
- [28] X. Ji, Y. Baykal, X. Jia, Changes on the centroid position of laser beams propagation through an optical system in turbulent atmosphere, *Opt. Laser Technol.* 54 (2013) 199–207.
- [29] S.C. Ndlovu, N. Chetty, Analysis of the fluctuations of a laser beam due to thermal turbulence, *Cent. Eur. J. Phys.* 12 (Pt 7) (2014) 466–472.
- [30] Leica Geosystems Leica Absolute Tracker AT401 White Paper, 2010. Available online: http://metrology.leica-geosystems.com/en/page_search.htm?area=45&search=true&q=&product=Absolute+Tracker+AT401&type=Whitepaper%2FTechnical+Paper [Accessed on 05.07.16].
- [31] A. Mäkinen, Position-Sensitive Devices and sensor systems for optical tracking and displacement sensing applications Doctoral thesis, Available online: <http://urn.fi/urn:isbn:9514257804> [accessed on 05.07.16] Faculty of Technology, University of Oulu, Oulu, Finland, 2010.
- [32] B. Muralikrishnan, S. Phillips, D. Sawyer, Laser trackers for large scale dimensional metrology: a review, *Precision Eng.* (2015) <http://dx.doi.org/10.1016/j.precisioneng.2015.12.001>.
- [33] ISO/TS 14253-2 Guide to the estimation of uncertainty in GPS measurement, in calibration of measuring equipment and in product verification 1999.
- [34] Joint Committee for Guides in Metrology (JCGM 100:2008). Evaluation of measurement data – Guide to the expression of uncertainty in measurement 2008.
- [35] J.E. Muelaner, P.G. Maropoulos, Large volume metrology technologies for the light controlled factory, *Procedia CIRP* 25 (Pt C) (2014) 169–176.
- [36] M. Vorontsov, G. Carhart, R. Gudimetla, T. Weyrauch, E. Stevenson, S. Lachinova, et al., Characterization of atmospheric turbulence effects over 149 km propagation path using multi-Wavelength laser beacons, In: Advanced Maui Optical and Space Surveillance Technologies Conference, Maui, HI, USA, September 14–17, 2010.
- [37] A.J. Lewis, M. Campbell, P. Stavroulakis, Performance evaluation of a cheap, open source, digital environmental monitor based on Raspberry Pi, *Measurement* 87 (2016) 228–235.

Manufacturing Engineering Society International Conference 2017, MESIC 2017, 28-30 June 2017, Vigo (Pontevedra), Spain

Analysis of the measurement capacity of a machine tool

P. Pérez^{a,*}, S. Aguado^b, J.A. Albaje^a, J. Velazquez^a, J. Santolaria^a, J.J. Aguilar^a

^aDepartment of Design and Manufacturing Engineering, University of Zaragoza, C/ María de Luna s/n, Zaragoza 50018, Spain

^bCentro Universitario de la Defensa. University of Zaragoza, Academia General Militar, Ctra. De Huesca s/n, Zaragoza 50090, Spain

Abstract

Industrial sectors that demand manufacturing of high quality components within specified tolerances are looking for cost reductions without affecting the quality of the product. The verification of workpieces is normally carried out in post-process with coordinate measuring machines which increase the manufacturing cycle time. Machine tools can carry out contact measuring operations with a probe, and since there is a growing need to inspect the workpieces in process, using the machine tool itself for verification while the workpiece remains clamped to the machine can lead to an improvement in manufacturing times, reduction of costs and energy saving.

© 2017 The Authors. Published by Elsevier B.V.

Peer-review under responsibility of the scientific committee of the Manufacturing Engineering Society International Conference 2017.

Keywords: Machine Tool; Measurement; Uncertainty.

Nomenclature

MT	Machine Tool
CMM	Coordinate Measuring Machine
LT	Laser Tracker

* Corresponding author. Tel.: +34 365141396

E-mail address: pperez@unizar.es

1. Introduction

Industrial sectors such as aeronautics, automotive, renewable energies, etc. demand the manufacturing of large-scale components with high precision. The transportation of these large-scale components to an environmentally controlled metrological laboratory is a difficult task which leads to increases in manufacturing times and increase in costs, and sometimes the workpieces are too large to fit in a Coordinate Measuring Machine (CMM). They have to be measured in process. To reach this goal, traceable dimensional metrology techniques must be incorporated in the Machine Tool (MT) in order for the resultant manufacturing program to produce the desired output within the specified tolerance [1]. The integration of the workpiece verification process into the MT can reduce the manufacturing time as there is no need of transportation of the workpiece to a measurement laboratory. While the workpiece remains clamped in the MT, the same coordinate system used during the manufacturing process can be used in measurements and in re-works, reducing manufacturing times, machining waste materials and therefore reducing costs without losing product quality.

MT errors are the difference between the actual tool path and the desired path. Errors can be classified in two categories namely quasi-static errors and dynamic errors. Quasi-static errors are those between the tool and the workpiece that are slowly varying with time and related to the structure of the machine tool itself. These sources include the geometric errors, kinematic errors, thermally induced errors, etc., on the other hand, dynamic errors are caused by sources such as spindle error motion, vibrations, controller errors, etc. [2]. For 3-axis MT, there are 21 components of geometric and kinematic errors: each axis has 6 errors of movement, 3 of rotation and 3 of translation over each axis, and between each pair of axis there is a squareness error. Geometrical errors can be measured individually with direct measurement techniques or all together with indirect measurements. UNE-ISO 230-1:2014 [3] is an international standard that specifies methods for testing the accuracy of machine tools with direct measurements, operating either under no-load or under quasi-static conditions. Indirect measurement produces a global correction of the MT workspace based on multi-axis movement and its kinematic model [4].

In previous work [4,5] measuring a mesh of points of the MT workspace allowed obtaining the approximation functions of each geometric error. A volumetric verification based on non-linear optimization was applied improving MT accuracy. With the approximation functions of the geometric errors obtained in [5] we have developed a program to simulate 1000 volumetric verifications with slight variations on the input parameters in order to estimate the MT uncertainty. We determinate an uncertainty area (U) for each point of the MT workspace, for the case of a three-dimensional measurement, the obtained shape is the ellipsoid with axes $u_x(P)$, $u_y(P)$, $u_z(P)$. The ellipsoid represents the volume in which it is more likely to find the true value of the measured point.

Once the uncertainty for each point of the workspace is determined, it is necessary to check that measurements carried out with the MT are within the uncertainties calculated to assure the traceability on measurements. With this purpose, an object must be measured with the MT and check if the measures are within the uncertainty area.

2. Experimental procedure

The methods and procedures are going to be applied over a 3-axis MT with a XYZ configuration but can be extrapolated to other cases; in our particular case the MT it is an ANAYAK VH-1800 with computer numerical control (CNC) Fagor 8025. The MT has integrated in its software a matrix of error compensation that can compensate position errors and therefore improve the accuracy. However, during the test presented in this paper, the matrix of compensation is disabled in order to identify the MT geometrical errors.

The object that is going to be measured is a calibrated hole plate of outside dimensions 460 x 460 mm made from aluminum. The nominal distance between rings centers is 50 mm. It is important to know the coefficient of thermal expansion of the plate corpus ($\alpha_{\text{plate}} = 24 \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$) and monitor the plate temperature during the measurements in order to compensate for possible errors due to thermal expansion.

Twenty eight holes of the calibrated plate are measured. For each hole, four points are measured to determine the best fitted circle center. Each point is measured at the same time by the MT, using a probe, and with a Laser Tracker (LT), with the retro-reflector magnetically attached to the probe. When the probe makes contact with the hole plate on the point that is going to be measured, the MT pauses so the LT can also measure the same point.

The plate hole was clamped into the MT the day before the measurement to be thermally stabilized. The MT is switched on around one hour before starting measurements for an appropriate warm-up. The origin of the MT coordinate system is set on the center of the first hole, as shown in Fig. 1. The measurement strategy consist on first locate the probe near to the center of the hole to be measured. Next, the probe descends to a determined Z-coordinate (all the holes will be measured at the same Z-coordinate) the order of measurement of the four points are: first the point situated on +X with respect to the center, after that the point situated on -X, after that the probes goes to the center and measures the point on located +Y and finally the point on -Y. Once the four points of the hole have been measured the probe goes to the center of the hole, ascends on the coordinate +Z and goes to the next hole to be measured. The holes are measured in spiral as shown in Fig. 1 because it has been simulated that with this strategy the effect of clearance is reduced.

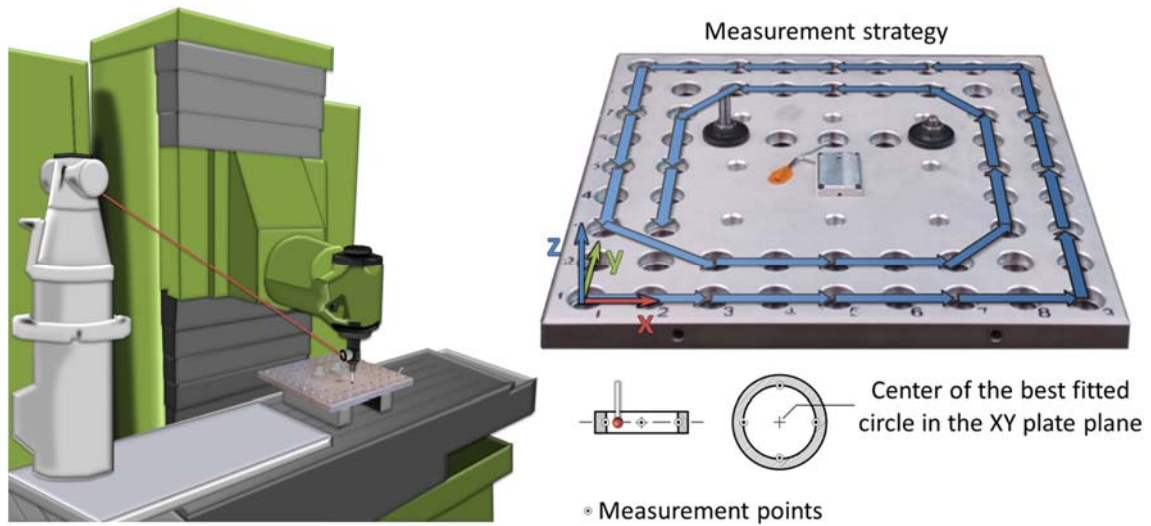


Fig. 1. Measurement configuration and strategy.

With the four points taken the best fitted circle center is calculated in each hole. As the plate was misaligned, it is necessary to rotate the coordinates by multiplying with a rotation matrix:

$$R = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta & 0 \\ -\sin \theta & \cos \theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (1)$$

Where θ is the angle of misalignment between the measured coordinates and to the nominal coordinates. However, as the measurements are going to be compared with its nominal coordinates, which are referred to the plate at 20 °C, it is necessary to correct the thermal expansion of the plate. For simplicity, a linear behavior is considered starting from the clamping point (which is located on the position X=200 mm, Y=250 mm), according to the equation:

$$d_f = d_0 \cdot [1 + \alpha_{plate} \cdot (T_{plate} - 20)] \quad (2)$$

Where d_0 and d_f are the distance between the clamping point and the center of the hole before and after applying the correction, α_{plate} is the coefficient of thermal expansion of the plate and T_{plate} is the temperature of the plate in °C at the moment when the hole is being measured.

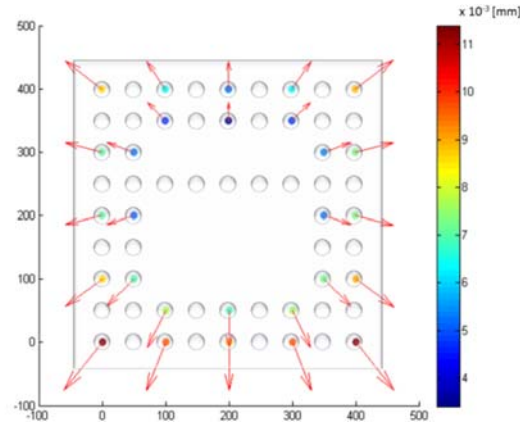


Fig. 2. Correction of the thermal expansion.

As the misalignment and the thermal expansion of the hole plate are not MT errors, they have been compensated to make possible the comparison between the nominal coordinates and the coordinates measured with the MT. Since the measurements are being carried out under quasi-static conditions, the error obtained will be due to the MT geometrical, kinematic and thermally induced errors.

3. Results

The methods and procedures are going to be applied over a 3-axis MT with a XYFZ configuration but can be extrapolated to other cases;

3.1. Simulations

With the nominal coordinates of the calibrated plate, the measured coordinates obtained measuring 28 holes and the equations of the kinematic model; it is possible to develop a volumetric verification to determine the approximation function of error of the system MT+LT.

To obtain the uncertainty, we use the Monte Carlo Method performing simulations varying slightly the input parameters such as LT noise [6]. One thousand test are generated, therefore we have 28000 simulated hole centres with which we have calculated the new 1000 approximation functions of errors. Fig. 3 shows the error distribution of these 28000 points.

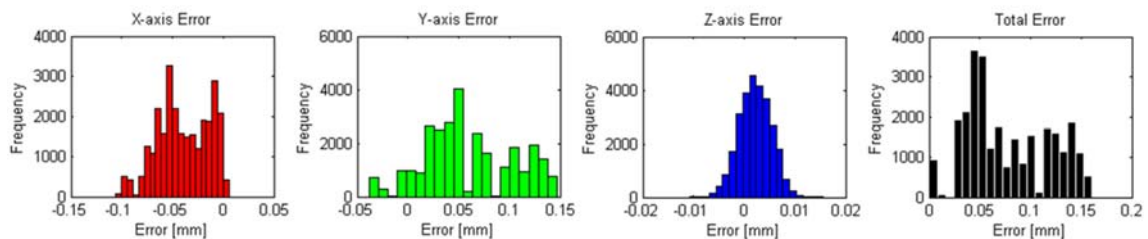


Fig. 3. Error distribution of the simulated mesh before the optimization.

With the 1000 approximation functions of error simulated, non-linear optimization can be used to reduce the MT errors. After applying the optimization compensating the errors, the result obtained are the best fitted coordinates of the holes centres. The error distribution of the 28000 points after optimization can be seen in Fig. 4.

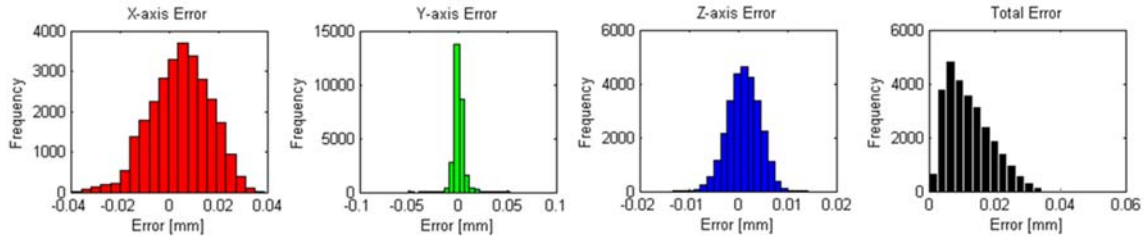


Fig. 4. Error distribution of the simulated mesh after the optimization.

The average error of each hole is considered as a systematic error (b) in that position of the MT workspace, while the standard deviation is part of the uncertainty of the measurement procedure (u_p).

3.2. Uncertainty evaluation

The standard ISO/TS 15530-3:2011 [7] provides an experimental technique for the uncertainty evaluation of CMM measurements. The discussed standard describes the uncertainty evaluation procedure for both parts: experiment and calculation. The expanded uncertainty is calculated as:

$$U = k \cdot \sqrt{u_{cal}^2 + u_p^2 + u_b^2 + u_w^2} \quad (3)$$

Where u_{cal} is the standard uncertainty associated with the uncertainty of the calibration, u_p is the standard uncertainty resulting from the measurement procedure, u_b is the standard uncertainty associated with the systematic error b, u_w is the standard uncertainty resulting from material and manufacturing variations (due to variations of the expansion coefficient, form errors, roughness and elasticity) and $k=2$ for a coverage probability of 95%.

If the manufacturer do not provide the value of u_{cal} , it can be estimated with the maximum permissible error of the CMM used in the calibration of the plate. In our case, the manufacturer provided that value:

$$u_{cal} = 1.45 + \frac{L}{500} \quad (4)$$

The value of u_p can be calculated in each workspace position as two times the standard deviation of the simulated mesh of points at that position. In our case this value takes values between 4.2 and 15.95 μm , depending on the workspace position.

According to the Guide to the expression of Uncertainty in Measurement (GUM) [8], u_b is calculated as a type A uncertainty, therefore:

$$u_b = \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \quad (5)$$

Where σ is the standard deviation of the systematic error b and n is the number of simulated values. The value of u_b is negligible as σ has a small value and $n=1000$.

The value of u_w has to be estimated. As we have compensated the thermal expansion, our uncertainty due to thermal expansion is related with the possible error that the sensor is committing measuring the temperature of the plate. Assuming that the accuracy of our sensor is $\pm 0.2^\circ\text{C}$ with a rectangular distribution, u_w can be calculated as:

$$u_w = \frac{\Delta L}{\sqrt{3}} = \frac{\alpha \cdot \Delta T \cdot L}{\sqrt{3}} = \frac{24 \cdot 10^{-6} \cdot 0.2 \cdot 400}{\sqrt{3}} = 0.0011 \text{ mm} = 1.1 \mu\text{m} \quad (6)$$

If the MT user is not measuring the temperature of the workpiece and compensating the effect of thermal expansion, this lack of information should be added in this term of uncertainty.

The result of a measurement should be expressed as:

$$Y = y + b \pm U \quad (7)$$

Where Y is the expression of the measurement, y is measured value, b is the systematic error and U is the expanded uncertainty.

Fig. 5 shows the systematic error (b) in every position of the MT workspace.

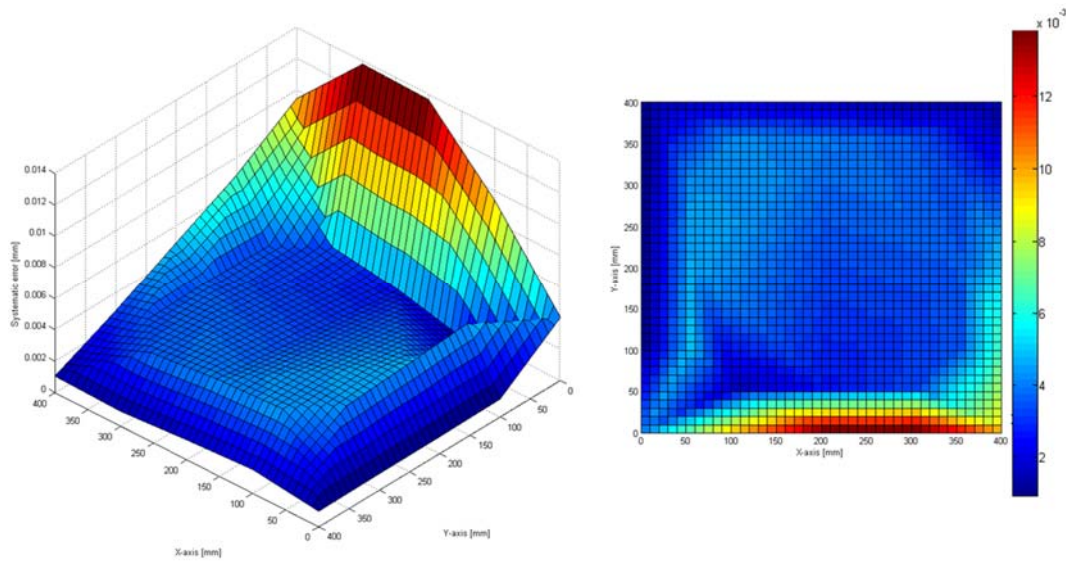


Fig. 5. Systematic error of the workspace.

This systematic error is a residual error that remains on the MT after applying the compensation according to the kinematic model and the approximation functions. Therefore, should be added on the expression of a measurement result with the expanded uncertainty, which value in the workspace is shown in Fig. 6.

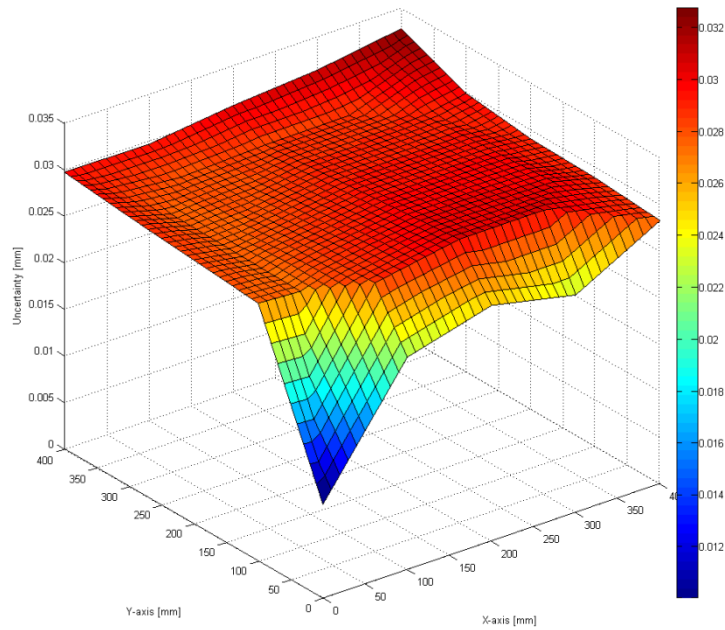


Fig. 6. Expanded uncertainty of the workspace.

In our simulations, the component u_p is the one that has the most influence (around 76.2% of the total uncertainty comes from this component while u_w represents around the 6.5% and u_{cal} the 17.3%). But that is because the temperature was monitored and therefore the uncertainty is reduced, if the user do no monitor the temperature and do not correct the effect of thermal expansion, assuming that temperature of the plate is inside the interval of 20 ± 2 °C, the u_w component would be greater and would even have the same importance as the u_p component of uncertainty.

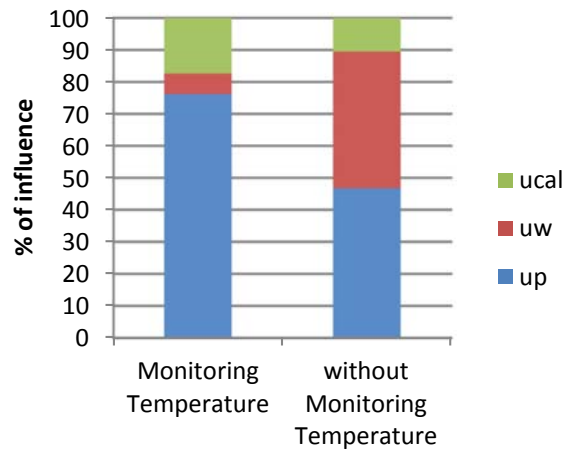


Fig. 7. Percentage of influence of each component of the expanded uncertainty.

The standard uncertainty resulting from material and manufacturing variations can also be reduced by using a calibrated workpiece made of materials with lower coefficient of thermal expansion such as Invar or Zerodur.

4. Conclusions

The capability of a MT as a measuring machine depends on a proper estimation of a measurement uncertainty. With the standard ISO/TS 15530-3:2011 [7] and the indications of the “Guide to the expression of uncertainty in measurements” (GUM) [8], we have estimated the uncertainty area in a delimited area of the MT workspace.

We have determinate a strategy of measurement and we have measured a calibrated object. After performing a volumetric verification the approximation functions of the geometric errors can be calculated and using Monte Carlo Method we have estimated the uncertainty. Applying non-linear optimization the coordinates measured can be corrected; to assure the traceability of the MT the corrected coordinates must be inside the uncertainty volume estimated. In this paper the different components that affect uncertainty have been discussed and calculated for a real milling machine with XFYZ configuration.

Acknowledgements

This work was supported by the Spain Government with the project: DPI2013-46979-C2-1-P: METRAP, and the Funds of the scholarship BES-2014-070480.

References

- [1] A.P. Longstaff, S. Fletcher, S. Parkinson, A. Myers, *Int. J. Metrol. Qual. Eng.* 4 (2013) 177-184.
- [2] R. Ramesh, M.A. Mannan, A.N. Poo, *Int. J. Mach. Tools Manuf.* 40 (2000) 1235-1256.
- [3] UNE-ISO 230-1:2014, Geometric accuracy of machines operating under no-load or quasi-static conditions.
- [4] S. Aguado, J. Santolaria, J. Aguilar, D. Samper, J. Velazquez, *Proceedings of 6th Manufacturing Society International Conference (MESIC 2015)*, Barcelona, 2015.
- [5] S. Aguado, J. Santolaria, D. Samper, J. Aguilar, J. Velazquez, *J. Manuf. Systems.* 40 (2016) 26-36.
- [6] S. Aguado, P. Perez, J.A. Albaje, J. Velazquez, J. Santolaria. *Proceedings of 7th Manufacturing Society International Conference (MESIC 2017)*. Vigo, 2017.
- [7] ISO/TR 15530-3:2011 Coordinate measuring machines (CMM): Technique for determining the uncertainty of measurement – Part 3: Use of calibrated workpieces or measurement standards.
- [8] Evaluation of measurement data: Guide to the expression of Uncertainty in Measurement (GUM). JCGM 100:2008.

Manufacturing Engineering Society International Conference 2017, MESIC 2017, 28-30 June 2017, Vigo (Pontevedra), Spain

Monte Carlo method to machine tool uncertainty evaluation

S. Aguado^a, P. Pérez^b, J.A. Albaje^b, J. Velázquez^b, J. Santolaria^b

^a*Centro Universitario de la Defensa. Universidad de Zaragoza. Academia General Militar. Ctra. Huesca s/n, Zaragoza 50090, Spain*

^b*Department of Design and Manufacturing Engineering. Universidad de Zaragoza. María de Luna 3, Zaragoza 50018, Spain*

Abstract

Currently machine tools are not only a way to make different parts based on material removal processes. These ones can be used as a measurement system too. In this way, overall inspection time is reduced and equipment productivity is increased.

Nevertheless, the use of machine tool probes as measurement tool in manufacturing parts required previous works. Firstly, the machine tool accuracy should be improved, in order to reduce the influence of its geometric errors. This way, volumetric verification based on laser tracker measurement has increased strongly in the last few years, especially in long range machine tools. Secondly, calibration uncertainty should be calculated to provide measurement uncertainty.

This way, the paper presents a new tool able to analyze the effect of different influence verification parameters in calibration uncertainty based on Monte Carlo method. Using real tests carried out on a milling machine and its geometric errors, the influence or laser tracker measurement noise in calibration uncertainty is studied using Monte Carlo method.

© 2017 The Authors. Published by Elsevier B.V.

Peer-review under responsibility of the scientific committee of the Manufacturing Engineering Society International Conference 2017.

Keywords: Volumetric verification; laser tracker; machine tool; uncertainty; Monte Carlo.

1. Introduction

Machine tool calibration (MT) is defined as the process from which the influence MT geometric errors is obtained. This way, the MT accuracy is increased reducing the influence of these systematic behavior through software compensation.

* S. Aguado. Tel.: +0-000-000-0000 ; fax: +0-000-000-0000 .

E-mail address: saguadoj@unizar.es

Currently there are two different ways to obtain MT geometric errors. First one, determines the influence of each error from each axis in a particular position of the workspace of the MT [1]. Second one, indirect measurement method, obtain the joint influence of MT geometric errors based on multi-axis movement and MT kinematic model [2]. Meanwhile direct measurement provides the real physical behaviour of each error, indirect one provides a joint optimum values. However, the relationship between geometric errors obtained using direct measurement is not studied and approximation functions obtained are directly extrapolated to all MT workspace. Similarly, each error needs an own assembly measurement procedure and data treatment; increasing substantially verification time. These are the principal reasons why volumetric verification (VV) based on indirect measurement errors using laser tracer, laser tracker or ball bar as measurement systems, are daily more popular than geometric verification, based on indirect measurement using laser interferometer, levels, etc.

Calibration process result is associated with calibration uncertainty value. It characterizes results dispersion in relation with geometric errors obtained and sources of errors that affect it. This one is considered especially relevant in different manufacturing and quality assurance processes. It is required when the MT is used as measurement system; providing metrological characteristic required to obtain a traceable measurement system.

The International Organization for Standardization (ISO) has developed and published different guidelines for the representation of measurement uncertainty (GUM), such as the UNE-ISO / TR 230-9 [3] standard for measurement uncertainty estimation for machine tool test, or ISO / TS 14253-2 [4], widely accepted. It combines the estimation of the different sources of error and their associated typical uncertainties, to determine the typical uncertainty associated with the overall process. This way, accuracy and metrological characteristic of a MT as measurement system are related to measurement system used, machine tool and calibration conditions. The GUM provides the basic framework for evaluating uncertainty in measurement, but it does not work properly in non-linear process such as MT calibration based on VV. As errors that affect to VV have a random and probabilistic behavior, Monte Carlo method is recommended to obtain its uncertainty.

This paper presents a new simulation software developed to study how different factors with influence in volumetric verification affect to calibration uncertainty. The software allows the use of different probabilistic error functions (PDFs) to characterize the behaviour of each error source. Within different sources of uncertainty, this paper is focused on the study of laser tracker measurement noise influence. So, using a real milling machine with XFYZ configuration, a LT Leica LT 600 and a probe as measurement system and our own developed software, real tests have been carried out.

2. Comparison of the GUM and Monte Carlo Method to determine the uncertainty of a machine tool volumetric verification process

2.1. Volumetric verification and influence factors

Volumetric verification is based on an intensive process of parameters identification through the kinematic model of the MT. Minimizing the difference between theoretical and real pair of points, through the MT kinematic model, the joint influence of MT geometric errors are obtained. Their behavior are modeled minimizing the mean square volumetric error of the machine (E_v) using non-linear optimization techniques [2].

As shows Fig. 1, principals' uncertainty sources with influence on machine tool verification are divided in three groups: machine tool, measurement and verification, and measurement system uncertainties.

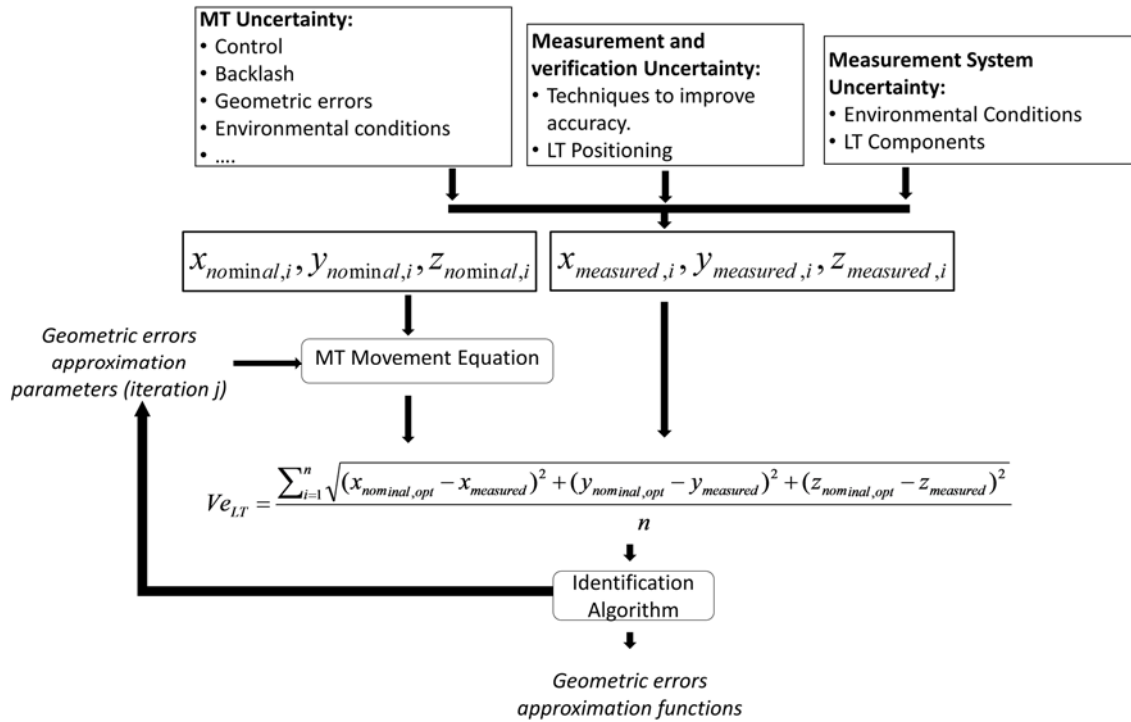


Fig 1. Volumetric verification scheme taking into consideration uncertainty sources.

2.2. Main differences between GUM and Monte Carlo

The Monte Carlo Method (MCM) is a tool that uses the computational capacity of current computers to simulate a high account of pseudo random numbers. This way, it allows to simulate complex system from a probabilistic point of view [5].

Meanwhile the GUM is focused on evaluate Type A, Type B and combined uncertainties, the MCM uses a large number of samples, with different probabilistic functions, to obtain the final uncertainty distribution (Fig. 2).

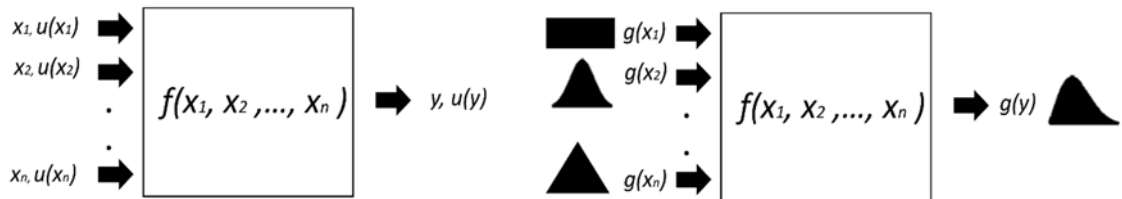


Fig 2. Propagation of uncertainties based on GUM – left – propagation of distribution based on MCM– right.

However, the estimation of uncertainties using GUM is based on assumptions that are not always fulfilled. These adequacy limitations of the GUM are given by:

- The non-linearity of the mathematical model that describes the process. When the model presents strong elements of non-linearity, the approximation made by the GUM approach may not be enough to correctly estimate the uncertainty output.

- Validity of the central limit theorem, which states that the convolution of a large number of distributions has as result a normal distribution. However, the result distribution in different real cases presents an asymmetric behavior invalidating the central limit theorem.
- Expanded uncertainty calculated by the GUM does not always present an analytical solution.
- The input quantities are not symmetrical, or one or more of the input sources are much larger than the others.
- The magnitude order of the output quantity estimate and associated standard uncertainty are approximately the same.

The GUM Supplement 1 provides a sequence of steps to be followed similarly as to what is done in the GUM (Fig. 3).

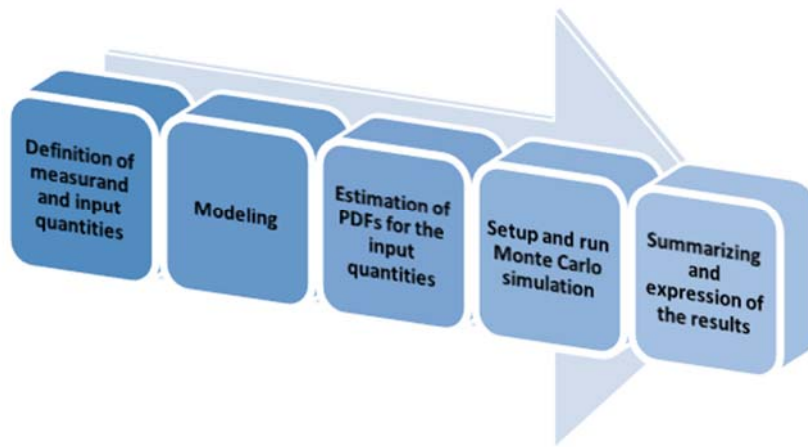


Fig 3. Sequence of steps to used MCM.

3. Methodology and results

First at all, it is necessary to determine and obtain the kinematic of the machine tool to verify. In this case, it's a MT with XFYZ configuration, whose equation of movements that relates the nominal coordinates of the MT with the measured coordinates of the laser tracker through MT geometric errors and MT characteristics is presented in equation 1.

$$\overline{X}_{LT} = \overline{R}_{LT}^{-1} \left(\overline{R}_X^{-1} \left(\overline{R}_y \left(\overline{R}_z \overline{T} + \overline{Z} \right) + \overline{Y} - \overline{Z} \right) - \overline{T}_{LT} \right) \quad (1)$$

\overline{T}_{LT} represents the translation vector between the coordinate system of the machine CSO and the laser tracker CSLT.

$$\overline{T}_{LT} = \begin{pmatrix} oX_{LT} \\ oY_{LT} \\ oZ_{LT} \end{pmatrix} \quad (2)$$

\overline{R}_{LT} represents the Olinde-Rodrigues matrix θ between the laser tracker coordinate system and machine tool coordinate system around a unitary vector $u = (u_x, u_y, u_z)$, where $u_x^2 + u_y^2 + u_z^2 = 1$.

$$\overline{R_{LT}} = \begin{pmatrix} \cos(\theta) + u_x^2(1 - \cos(\theta)) & u_x u_y(1 - \cos(\theta)) - u_z \sin(\theta) & u_x u_z(1 - \cos(\theta)) + u_y \sin(\theta) \\ u_x u_y(1 - \cos(\theta)) + u_z \sin(\theta) & \cos(\theta) + u_y^2(1 - \cos(\theta)) & u_y u_z(1 - \cos(\theta)) - u_x \sin(\theta) \\ u_x u_z(1 - \cos(\theta)) - u_y \sin(\theta) & u_y u_z(1 - \cos(\theta)) + u_x \sin(\theta) & \cos(\theta) + u_z^2(1 - \cos(\theta)) \end{pmatrix} \quad (3)$$

$\overline{X_{LT}}$ are the coordinates of a machine point measured with the laser tracker.

$$\overline{X_{LT}} = \begin{pmatrix} X_{LT} \\ Y_{LT} \\ Z_{LT} \end{pmatrix} \quad (4)$$

\bar{T} is the offset of the tool.

$$\bar{T} = \begin{pmatrix} x_t \\ y_t \\ z_t \end{pmatrix} \quad (5)$$

$\overline{R_k}$ represents the rotational error matrix in axis k of the tool with $k = x, y, z$

$$\overline{R_k} = \begin{pmatrix} 1 & -\varepsilon_{z,k} & \varepsilon_{y,k} \\ \varepsilon_{z,k} & 1 & -\varepsilon_{x,k} \\ -\varepsilon_{y,k} & \varepsilon_{x,k} & 1 \end{pmatrix} \quad (6)$$

\bar{X} represents the linear error vector in the X axis of the milling machine.

$$\bar{X} = \begin{pmatrix} -x + \delta_{x,x} \\ \delta_{y,x} \\ \delta_{z,x} \end{pmatrix} \quad (7)$$

\bar{Y} represents the linear error vector in the Y axis of the milling machine.

$$\bar{Y} = \begin{pmatrix} \delta_{x,y} - y \cdot S_{xy} \\ y + \delta_{y,y} \\ \delta_{z,y} \end{pmatrix} \quad (8)$$

\bar{Z} represents the linear error vector in the Z axis of the milling machine.

$$\bar{Z} = \begin{pmatrix} \delta_{x,z} - z \cdot S_{xz} \\ \delta_{y,z} - z \cdot S_{yz} \\ z + \delta_{z,z} \end{pmatrix} \quad (9)$$

Where $\varepsilon_{x,k}, \varepsilon_{y,k}, \varepsilon_{z,k}$ are three rotation errors of an axis $k = x, y, z$; $\delta_{k,k}$ is the position error of axis $k = x, y, z$; $\delta_{k,j}$ with $k \neq j$ is the straightness error in the k direction; and S_{xy}, S_{xz}, S_{yz} are squareness errors.

Once the MT equation movement was obtained, it was verified using VV and a laser tracker LEICA LT600 as measurement system. In the same way, it was redone using a probe as measurement system too. At the end of the process, approximation functions that characterize the influences of all MT geometrical errors were obtained.

Although synthetic error generation functions could be used to define the influence of each geometric error, approximation functions obtained in previous verification were used in order to provide real results. Therefore, approximation functions were used as generation function in Monte Carlo tests.

Developed software takes into account all verification process in Monte Carlo's simulations. It is divided into: MT characteristic and definition parameters in verification, positioning and measurement noise of the measurement systems, techniques and strategies in verification, uncertainty inputs to consider and random number generation for each input of the uncertainty model (Fig. 4).

As influence to study in this tests is the influence of laser tracker measurement noise, only this influence was introduced. That is to say, there is not influence of: MT uncertainty, verification and verification uncertainty, environmental influences are not considered and LT positioning is accuracy known.

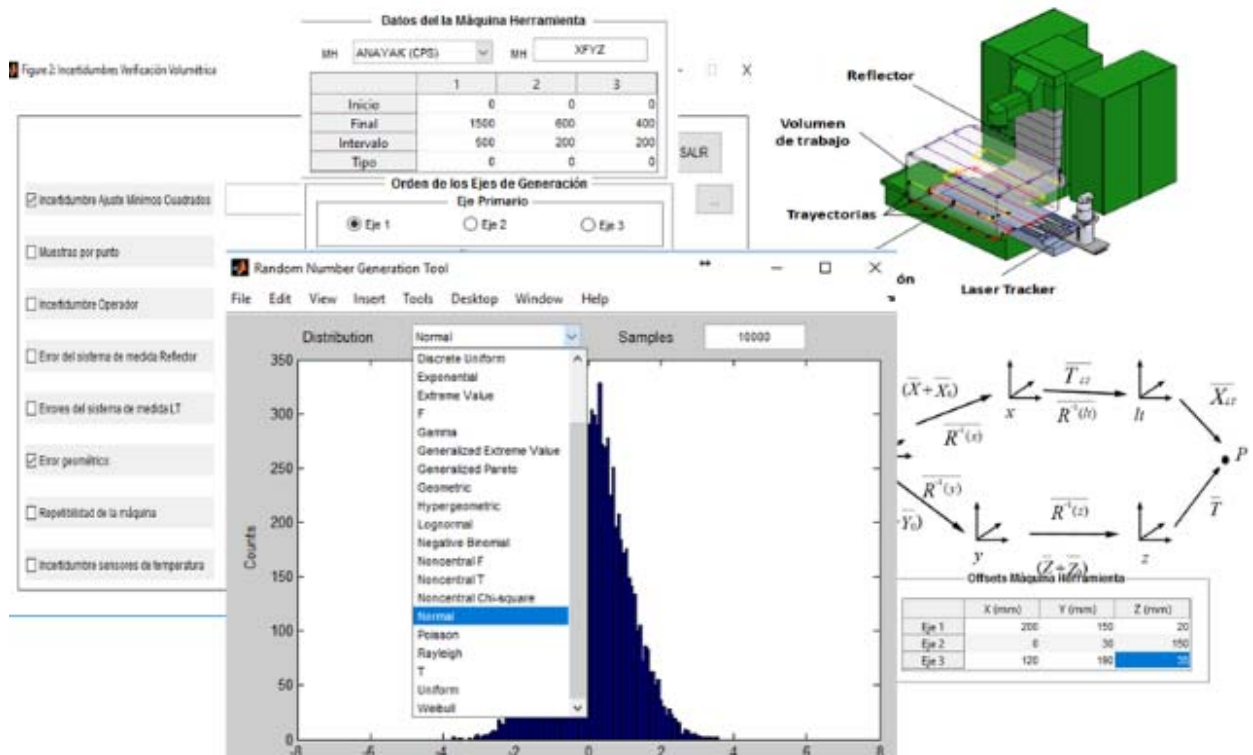


Fig 4. Developed software modules.

Laser tracker measurement noise was modelled as a normal distribution with $24 \mu\text{rad}$ to angular encoders and $4 \mu\text{m} \pm 0.8 \mu\text{m/m}$ to radial error. The relationship between laser tracker and MT coordinate system was defined based on a translation vector defined as $X = -863.527\text{mm}$ $Y = 194.373 \text{mm}$ $Z = 677.782 \text{mm}$ and Euler angles (XYZ) = $(0.0339^\circ, 0.0343^\circ, 59.4652^\circ)$. As results obtained should be used later in order to calculate measurement uncertainty based in probe [6], the MT workspace to verify was defined as a small area of the total MT workspace with $0 \text{mm} \leq X \leq 400 \text{mm}$, $0 \text{mm} \leq Y \leq 400 \text{mm}$, $Z = 0 \text{mm}$. Taking into consideration these dates and approximation functions obtained previously, one thousand tests were generated. In Fig. 5 are presented histograms of initial errors in X, Y, Z coordinates, as well as distance error. Analyzing all test carried out, the average initial volumetric error is $77.39 \mu\text{m}$ with a standard deviation of $40.91 \mu\text{m}$ (these values has been obtained in module, as Fig. 1 shows).

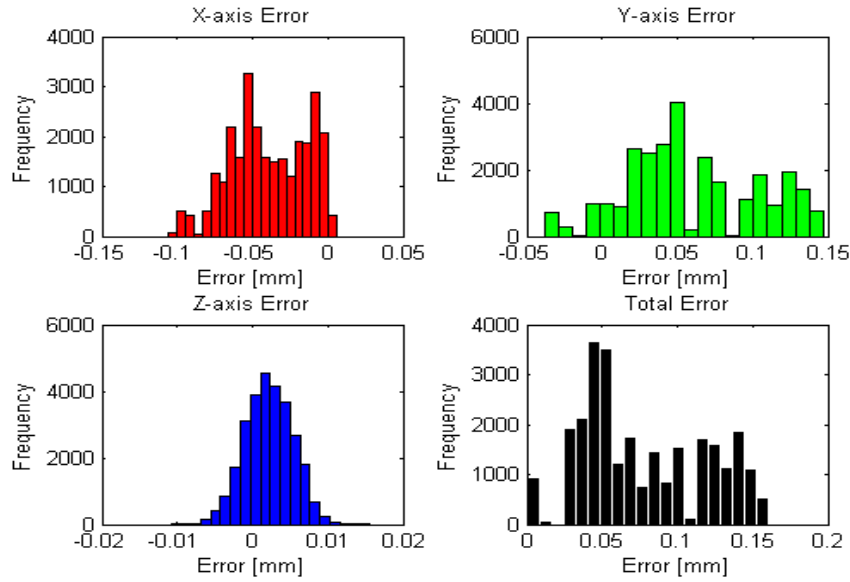


Fig 5. Initial error distribution.

The influence of LT measurement noise in measurement points affect to MT volumetric error and approximation functions obtained after verification process. Therefore, the final error of each point is different for each generated test. Based on Mont Carlo method, the uncertainty of each point after verification process (calibration) can be obtained. A higher number of tests should be required to be sure about PDF calibration uncertainty. Nevertheless, tests carried out are enough to observe uncertainty trend.

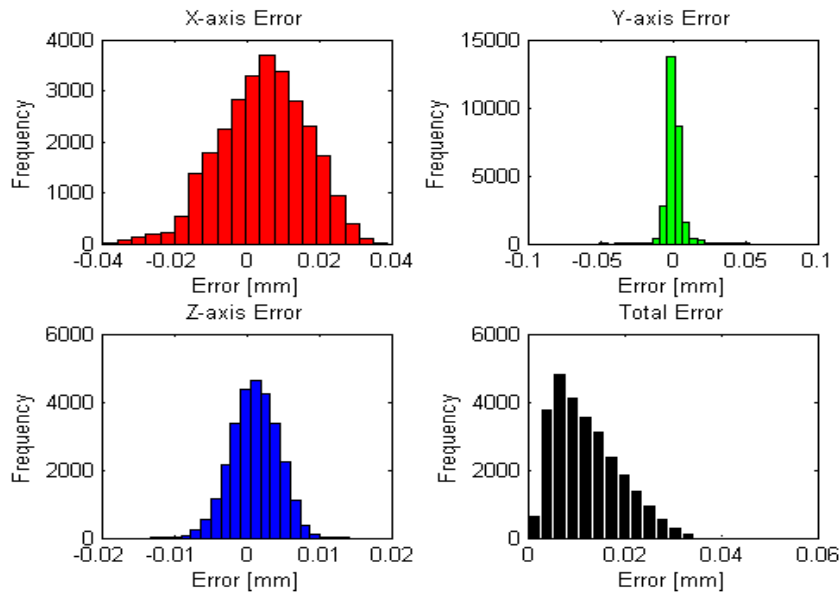


Fig 6. Final error distribution.

As shows Fig. 6 MT volumetric error has been substantially reduced, residual errors are described as normal probability distribution. Providing an average residual error of 12.34 μm and 7.06 μm as standard deviation.

4. Conclusions

MT calibration uncertainty based on volumetric verification using laser tracker as measurement system cannot be obtained using The Guide to the Expression of Uncertainty (GUM). Therefore, Monte Carlo method is required to determine calibration uncertainty.

Monte Carlo method uses the computational capacity of current computers to generate random numbers within different error distribution functions. Real errors functions obtained through volumetric verification allows to study the influence of difference uncertainty sources using the developed software. First tests presented in this paper show that laser tracker measurement noise has a real influence in volumetric verification, providing a calibration uncertainty related only with random errors introduced in measured points. In this way, final volumetric error can be presented as a value defined as residual volumetric error plus an uncertainty value $12.34 \mu\text{m} + 2 \cdot 7.06 \mu\text{m}$. Similarly, developed software allows to calculate the uncertainty of point of the MT workspace used in verification. When the MT is used as measurement system, it is really relevant to determine the measurement uncertainty. It is a quantitative indication of the quality of measurement results, without which they could not be compared between themselves, with specified reference values or to a standard.

Acknowledgements

This work was supported by Spanish Government through the research project (DPI2013-46979-C2-1-P) METRAP and by Aragon Government through the Research Activity Grant for research groups (2014-T62).

References

- [1] Schwenke, W. Knapp, H. Haitjema, A. Weckenmann, R. Schmitt, F. Delbressine, *Manuf. Technol.* 57 (2008) 660-675.
- [2] S. Aguado, D. Samper, J. Santolaria, J. J. Aguilar, *Meas. Sci. Technol.* 23 (2012) 12.
- [3] ISO/TR 230-9:2005 Estimation of measurement uncertainty for machine tool tests according to series ISO 230, basic equations.
- [4] ISO 14253-2:2011 Inspection by measurement of workpieces and measuring equipment -- Part 2: Guidance for the estimation of uncertainty in GPS measurement, in calibration of measuring equipment and in product verification.
- [5] J. Santolaria, M. Ginés, *Robot. Comput. Integr. Manuf.* 29 (2013) 370-384.
- [6] P. Perez, S. Aguado, J. A. Albajez, J. Velazquez, J. Santolaria. Analysis of the measurement capacity of a Machine Tool. Proceedings of 7th Manufacturing Society International Conference (MESIC 2017). Vigo, Spain, 2017.



Contents lists available at ScienceDirect

Measurement

journal homepage: www.elsevier.com/locate/measurement



Influence of laser tracker noise on the uncertainty of machine tool volumetric verification using the Monte Carlo method

P. Pérez ^{a,*}, S. Aguado ^b, J.A. Albajes ^a, J. Santolaria ^a

^a Department of Design and Manufacturing Engineering, University of Zaragoza, 50018 Zaragoza, Spain

^b Centro Universitario de la Defensa, Universidad de Zaragoza, Academia General Militar, Ctra. Huesca s/n, 50090 Zaragoza, Spain

ARTICLE INFO

Article history:

Received 21 September 2017

Received in revised form 3 October 2018

Accepted 5 October 2018

Available online xxxx

Keywords:

Machine tool

Measurement

Uncertainty

Monte Carlo

Volumetric verification

Laser Tracker noise

ABSTRACT

Verification of workpieces is typically performed in the post-process with coordinate measuring machines, thereby increasing the manufacturing cycle time. However, machine tools presently can perform contact measuring operations by using a probe. Moreover, there is a growing need for in-process inspection of workpieces. Therefore, using the machine tool itself for the verification whilst the workpiece remains clamped to the machine can lead to an improvement in manufacturing efficiency, cost reduction, higher energy saving and better equipment productivity. However, the use of touch probes as a measurement tool in manufacturing requires some preparatory works. Firstly, the accuracy of the machine tool should be improved to reduce the influence of its geometric errors. Secondly, the uncertainties in calibration and measuring procedure should be determined to obtain the measurement uncertainty. This study presents a new tool that can analyse the effect of different verification parameters in calibration uncertainty based on Monte Carlo method. On the basis of the actual tests performed on a milling machine and its geometric errors, the effect of laser tracker measurement noise in calibration uncertainty is investigated.

© 2018 Elsevier Ltd. All rights reserved.

1. Introduction

Industrial sectors such as aeronautics, automotive, renewable energy and nuclear power, demand manufacturing of components with high accuracy but with minimum costs. The transportation of these components to an environmentally controlled metrological laboratory leads to an increase in manufacturing time, thereby increasing the manufacturing costs. The integration of the workpiece verification process into the machine tool (MT) can reduce the manufacturing time because transportation is not necessary. Moreover, whilst the workpiece remains clamped to the MT, the same coordinate system utilised during the manufacturing process can be used for the measurements and rework. Hence, manufacturing time and machining waste materials are significantly reduced, thereby minimising the costs without affecting the product quality. To reach this goal, traceable dimensional metrology techniques must be incorporated in the MT to ensure that the resultant manufacturing program can produce the required output within the specified tolerance [1].

Through MT calibration, the influence of MT's combined geometric errors is determined. Thus, the MT accuracy is increased

and the influence of these systematic errors is reduced through software compensation. The MT geometric error is the difference between the actual response of the MT to a command issued according to the accepted protocol of that machine's operation and the response anticipated by that protocol [2]. Errors are broadly classified into the following two categories: quasi-static and dynamic [3]. Quasi-static errors are those between the tool and workpiece and are related to the structure of the MT. These errors gradually vary with time, caused by sources such as geometric, kinematic and thermally induced errors. Meanwhile, dynamic errors are caused by sources such as spindle error motion, vibrations and controller errors [4]. Each axis of an MT movement can be described by six degrees of freedom, that is, three translations and three rotations. Thus, a three-axis MT has 21 components of geometric and kinematic errors, that is, six errors per axis plus a squareness error between each pair of axes. The notation of the geometric errors is standardised in accordance with the International Organization for Standardization (ISO) 841 [5] and VDI 2617-3 [6].

Each geometric error can be measured individually via direct measurement techniques, or the combined errors can be determined using indirect measurements. UNE-ISO 230-1:2014 [7] is an international standard that specifies the methods for testing the accuracy of MTs by using direct measurements, operating

* Corresponding author.

E-mail address: pperez@unizar.es (P. Pérez).

under either no-load or quasi-static conditions. By using direct measurement, the influence of each error of each axis is determined in a particular position in the workspace of the MT [3]. By using indirect measurement methods, the combined influence of MT geometric errors is determined on the basis of the multi-axis movement and MT kinematic model [8,9]. Trapet *et al.* [10] proposed in 1991 a method for evaluating all error parameters for three-axis machines by using only a 2D reference object. Whilst direct measurement provides the actual physical behaviour of each error, indirect measurement provides an interrelated set of optimal values. However, with indirect measurements, the relationship between the geometric errors is not investigated, and the approximation functions obtained are directly extrapolated to the entire MT workspace. Similarly, each error needs its own assembly measurement procedure and data processing, hence substantially increasing the verification time. These are the main reasons why volumetric verification based on indirect measurements that use laser tracer [11–13], laser tracker (LT) [14–16], or ball bar [17] as measurement systems is more popular than geometric verification based on direct measurements that use laser interferometer, levels, etc., particularly for evaluating long-range MTs.

MT verification process improves the measurement capability, as well as the associated verification uncertainty value. It characterises the dispersion of results in relation to the geometric errors obtained and the sources of errors that affect them. This verification process is considered particularly in different manufacturing and quality assurance processes [18,19]. This process is also required when the MT is used as the first step in the measurement system to obtain a traceable measurement system.

The ISO has developed and published various guidelines for the representation of measurement uncertainty, such as the UNE-ISO/TR 230-9 [20] standard for measurement uncertainty estimation for machine tool test and ISO/TS 14253-2 [21], which are widely accepted. These standards combine the estimation of different error sources and their associated typical uncertainties to determine the uncertainty associated with the overall process. Thus, the accuracy and metrological characteristics of an MT as a measurement system are related to the measurement system, MT and calibration conditions used. The “Guide to the expression of uncertainty in measurement” (GUM) [22] provides the basic framework for evaluating the uncertainty in measurement, but it is not suitable in nonlinear processes such as MT calibrations based on volumetric verification. The Monte Carlo method is recommended to obtain the uncertainty for each point of the MT workspace in the case of a 3D measurement system. The obtained shape is ellipsoid with axes $u_x(P)$, $u_y(P)$ and $u_z(P)$. The ellipsoid represents the volume in which determining the true value of the measured point is possible.

In metrology, the value of a measurement must be given with its uncertainty value. The uncertainty value is a quantitative indication of the quality of the measurement result. Recent research has focused on the study of uncertainty of MTs and coordinate measuring machines (CMMs). Liebrich *et al.* [23] used a simulation to investigate the influence of geometric errors of the CMM on the calibration of a 3D ball plate. Jankowski and Woźniak [24] proposed the use of master artefacts in 2D and 3D for testing the performance of probes for MTs and CMMs. Radlovački *et al.* [25] used the Monte Carlo method to evaluate the uncertainty in measuring flatness based on the repeatability of sample coordinates of a point.

This study uses a simulation software developed by the authors to verify how the different factors with influence on the volumetric verification affect the calibration uncertainty. The software allows the use of different probabilistic distribution functions (PDFs) to characterise the behaviour of each error source. Among the various uncertainty sources, this study focuses on the influence of LT measurement noise. Hence, actual tests are performed using a milling

machine with the XFYZ configuration, an LT (Leica LTD 600) as the external measurement system, a touch probe as the onboard measurement system and the software developed by the authors.

2. Comparison of GUM and Monte Carlo methods to determine the uncertainty of MT volumetric verification process

2.1. Volumetric verification and influencing factors

Volumetric verification is based on an intensive process of identification of parameters by using a kinematic model of the MT. By minimising the difference between the theoretical and actual pairs of points by using the MT kinematic model, the combined influence of MT geometric errors is obtained. Their behaviours are modelled, and the mean square volumetric error of the machine (Ve_{LT}) is minimised using nonlinear optimisation techniques [8].

As shown in Fig. 1, the principal uncertainty sources that influence MT verification are divided into three groups, namely, MT, measurement and verification and measurement system uncertainties.

2.2. Main differences between GUM and Monte Carlo methods

The GUM provides a framework for evaluating and expressing measurement uncertainty. Supplement 1 to the GUM describes the problem of uncertainty evaluation in terms of probability density functions. It provides the procedure to obtain the best estimate.

Whilst the GUM focuses on evaluating Type A, Type B and combined uncertainties, the Monte Carlo method uses a large number of samples, with different probabilistic functions, to obtain the final uncertainty distribution through the measurement equation (Fig. 2). The Monte Carlo method uses the computational capacity of modern computers to simulate a large number of pseudo random numbers. Thus, it allows simulation of complex systems from a probabilistic point of view [26].

However, the estimation of uncertainties by using the GUM relies on assumptions that are not always fulfilled. The adequacy limitations of the GUM are as follows:

- The mathematical model that describes the process is nonlinear. When the model presents strong elements of nonlinearity, the approximation made by the GUM approach may not be sufficient to estimate the uncertainty value correctly.
- The central limit theorem states that, in most situations, the combination of a large number of distributions results in a normal distribution. However, the resultant distribution in various actual cases presents an asymmetric behaviour, thus invalidating the assumption used in the central limit theorem.
- The expanded uncertainty calculated by the GUM does not always present an analytical solution.
- The input quantities are not symmetrical, or some of the input sources are much larger than the others.
- The order of magnitude of the estimated output variable and that of the associated standard uncertainty are approximately the same.

Supplement 1 of the GUM provides the steps to be followed when the Monte Carlo method is used (Fig. 3).

1. Definition of the measurand and input quantities: Several sources of uncertainty affect the MT volumetric verification. The principal contributions are uncertainty associated with the MT (e.g. environmental conditions, MT characteristics, etc.), uncertainty related to the measurement system (e.g. mea-

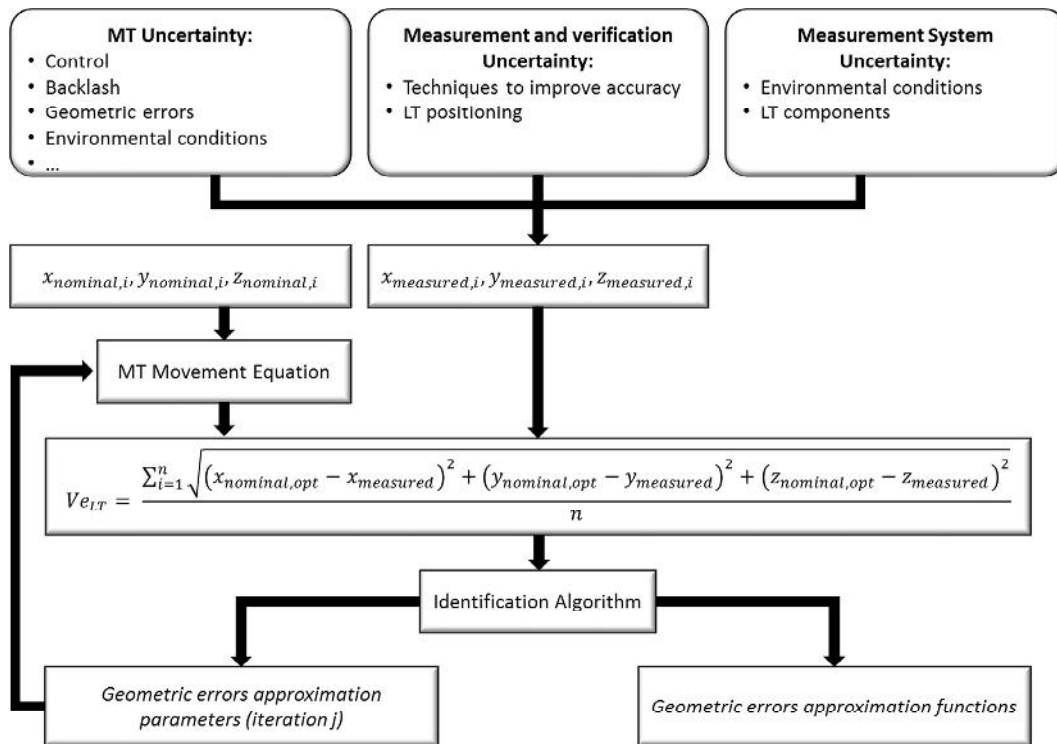


Fig. 1. Volumetric verification scheme considering uncertainty sources.

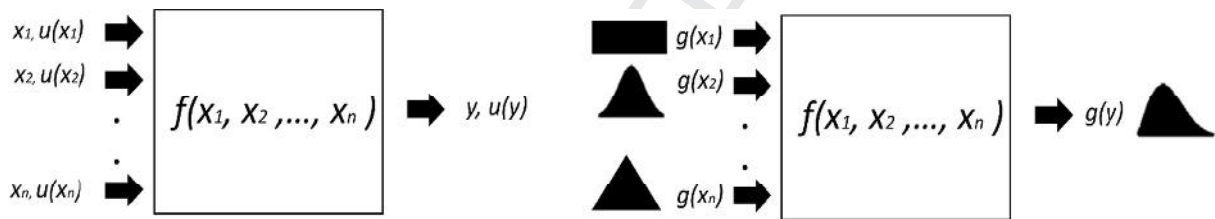


Fig. 2. Left: Propagation of uncertainties based on the GUM. Right: Propagation of distribution based on the Monte Carlo method.



Fig. 3. Sequence of steps when Monte Carlo method is used.

surement and components uncertainty, influence of environmental conditions, etc.) and uncertainty associated with the measurement technique and optimisation strategy (e.g. identification algorithm, sequence, etc.).

2. Modelling: Volumetric verification identifies the influence of MT geometric errors through its movement equation, that is, the kinematic model of the MT. Therefore, the physical components, such as joints and guides, that generate the movement of the MT should be modelled.
3. Estimation of PDFs for the input quantities: Once input quantities are defined (first step), based on state-of-the-art (the highest level of development) and empirical results, the PDF that estimate the input quantities should be defined.
4. Setting up and running the Monte Carlo simulation: After completing the previous steps, the MT verification process is simulated using the software developed by the authors. The total

number of simulations to be implemented is defined by the user, as well as the uncertainty related to the measurement technique and optimisation strategy.

5. Summary and results: When all the MT simulation verification tests have been completed, the first parameter to be analysed is the probability distribution of the initial volumetric error. Later, the analysis is performed with the final volumetric error. Moreover, the uncertainty of each point and adequacy of the approximation functions obtained can also be observed and analysed.

3. Methodology

The ISO/TS 15530-3:2011 standard [27] provides an experimental technique for the uncertainty evaluation of task-specific CMM measurements by using calibrated workpieces. It describes the uncertainty evaluation procedure for both parts,

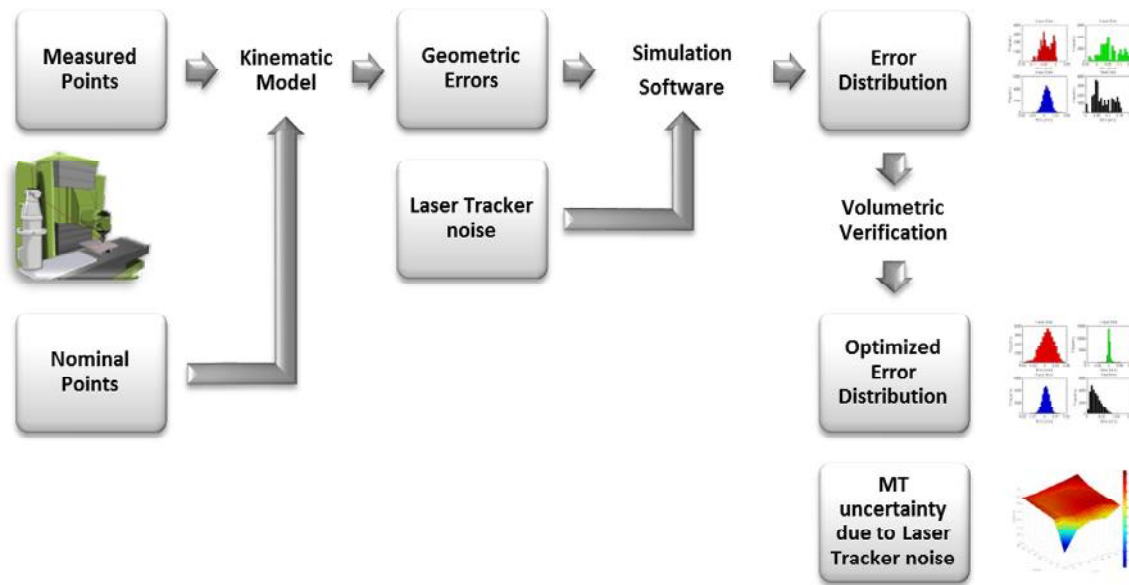


Fig. 4. Procedure to calculate the uncertainty.

namely, experiment and calculation. Given that the main idea is to use the MT as a CMM, using this standard is appropriate. The equation used for the calculation of the expanded uncertainty is

$$U = k \cdot \sqrt{u_{cal}^2 + u_p^2 + u_b^2 + u_w^2} \quad (1)$$

where u_{cal} is the standard uncertainty associated with the calibrated workpiece, u_p is the standard uncertainty resulting from the measurement procedure of that calibrated artefact in the MT, u_b is the standard uncertainty associated with systematic errors, u_w is the standard uncertainty resulting from material and manufacturing variations (owing to the variations in the expansion coefficient, form errors, roughness and elasticity) and k is the coverage factor (typically for $k = 2$, the level of confidence is 95%).

The first term, u_{cal} , should be stated in the calibration certificate. Alternatively, it can be estimated from the maximum permissible error (MPE) of the CMM used for the calibration of the workpiece ($u_{cal,MMC}$) [21]. The uncertainty caused by thermal drifts (u_T), derived from the expansion of the reference artefact, is negligible in the present study because the calibration was performed under controlled environmental conditions.

$$u_{cal} = \sqrt{u_{cal,MMC}^2 + u_T^2} \quad (2)$$

where

$$u_{cal,MMC} = 1.45 + \frac{L}{500} \quad (3)$$

Here, L is expressed in millimetres and the final value is in micrometres.

The value of u_p , the uncertainty related to the measurement procedure, can be calculated for each position of the workspace two times the standard deviation of the simulated mesh of points at that position. In the present case, this value will be calculated in Section 4 (“Experimental procedure and results”).

According to the GUM [22], u_b is calculated as type A uncertainty and expressed as follows:

$$u_b = \frac{\sigma}{\sqrt{n}} \quad (4)$$

where σ is the standard deviation of the systematic error b and n is the number of simulated values. The value of u_b can be neglected

because the value of σ is small and $n = 1000$ (number of the simulated Monte Carlo data).

The value of u_w has to be estimated. To reduce this term, the thermal expansion must be compensated. Then, the uncertainty u_w will be related to the accuracy of the sensor used for measuring the temperature of the plate with holes.

$$u_w = \frac{\Delta L}{\sqrt{3}} = \frac{\alpha \cdot \Delta T \cdot L}{\sqrt{3}} \quad (5)$$

If the MT user does not measure the temperature of the workpiece and compensate the effect of thermal expansion, then this lack of information should be added in this term for uncertainty.

4. Experimental procedure and results

The above methods and procedures are applied on a three-axis MT with the XFYZ configuration. The MT is an ANAYAK VH-1800 with computer numerical control (CNC) Fagor 8025, and a workspace with dimensions of $0 \text{ mm} \leq X \leq 1500 \text{ mm}$, $0 \text{ mm} \leq Y \leq 600 \text{ mm}$ and $0 \text{ mm} \leq Z \leq 500 \text{ mm}$. However, the methods presented in this study can be used in different MT configurations regardless of the number and sequence of the MT axes.

First, when the measurement capability of an MT is to be obtained, the following questions should be answered: whether the MT is verified and its geometric errors are compensated or not, how the MT compensates its geometric errors, and which control system is used in the MT. Therefore, the measurement uncertainty will be different depending on the starting point used.

In the present case, the MT software has integrated an error compensation table that can only compensate the position errors to improve the accuracy. However, during the tests conducted in this study, the compensation matrix was disabled to identify the MT geometric errors accurately.

Indirect measurements based on LT use automatic detection to determine the points to be captured in the workspace of the MT. The discretisation of the workspace is realised using a set of points, namely, trajectories, meshes, or a cloud of random points. Therefore, the MT workspace, to be identified as the measurement volume, is defined according to user specifications.

Because of the characteristics of the parts frequently manufactured in this machine, the MT workspace used as a measurement

area is defined approximately in the middle of the XY plane, with a translational vector between the MT and part origin and dimensions of -621.133 mm in the X-axis, 606.38 mm in the Y-axis and 387.249 mm in the Z-axis. The object to be measured as the workpiece is a calibrated plate with holes (Fig. 5). It is made from aluminium and has external dimensions of 460×460 mm. The nominal distance between the centres of the rings is 50 mm. Hence, identifying the coefficient of the thermal expansion of the plate ($\alpha_{plate} = 24 \cdot 10^{-6} K^{-1}$) and monitoring the plate temperature during the measurements are important to compensate possible errors owing to thermal expansion (Fig. 6).

Thermal influence may be one of the most relevant uncertainty sources in a shop floor. However, in the present case, the plate was clamped on to the MT the day before performing the measurement to ensure that it is thermally stabilised and the influence of thermal gradients between the MT structure and the plate is reduced. In the same way, the LT was switched on well before performing the measurements, because the LT has been verified to have a thermal stabilisation period of at least four and a half hours [28]. Thus, the effects of thermal gradients in the structure of the LT and consequently the influence on the measured points are avoided. Similarly, ASME B5.54-2005 [2] recommends that the machine should be switched on to reach the *cold state of the machine*. That is, the machine in this state is in a stable operating temperature in which in the last 2 h period, the hydraulic systems and servos have been switched on, the spindle has not been rotated at speeds more than 10% of the maximum permissible rotations per minute and the axes' motions have been restricted to only those necessary to set up the measurement equipment. In the present case, this time was 2 h before starting the measurements.

The calibrated plate consists of 56 holes, although only 28 holes need be measured. Thus, enough information is available to obtain the MT volumetric error and simulate the measurement of different lengths in the XY measurement area. The centres of the holes are the calibration points; therefore, four points are measured for each hole to determine the best-fitted circle centre. Each point is measured at the same time by the MT using a touch probe and by the LT using a *retro-reflector* magnetically attached to the probe. When the probe makes contact with the plate at the point to be measured, the MT pauses to ensure that the LT can also measure the same point, but with an offset. Because this influence has been previously investigated with regard to depth, the influence of this

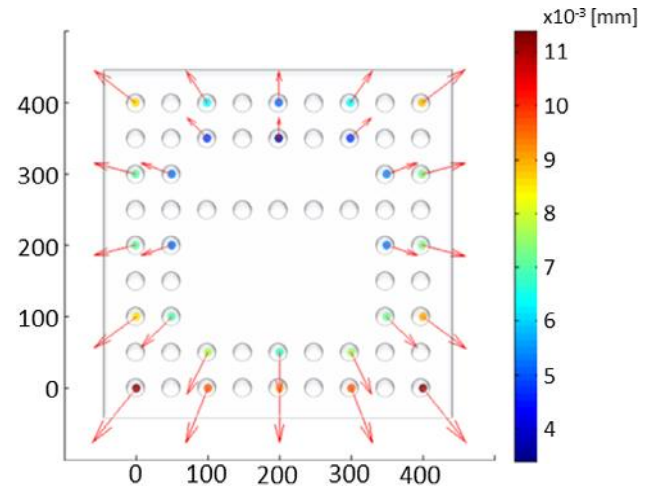


Fig. 6. Correction of the thermal expansion.

offset between the probe and the *retro-reflector* on rotational errors can be neglected. Meanwhile, the offset in the Z-axis is absorbed in the translation matrix that relates the LT and the part coordinate system (Eq. (9)).

The origin of the part coordinate system is set at the centre of the first hole. The holes are measured in a spiral path, as shown in Fig. 5, because it has been proven that the backlash effect on the centre of the coordinates is reduced using this method.

With measurements of four points, the centre of the best-fitted circle is calculated for each hole. Because the plate is misaligned with respect to the axis of the MT, rotating the coordinates through a rotation matrix is necessary.

$$R = \begin{bmatrix} \cos\theta & \sin\theta & 0 \\ -\sin\theta & \cos\theta & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (6)$$

where θ is the angle of misalignment between the measured and nominal coordinates. However, to compare the measurements with their nominal coordinates, which are referenced to the plate at 20°C (293.15 K), compensating for the thermal expansion of the plate is necessary. For simplicity, a linear behaviour is considered,

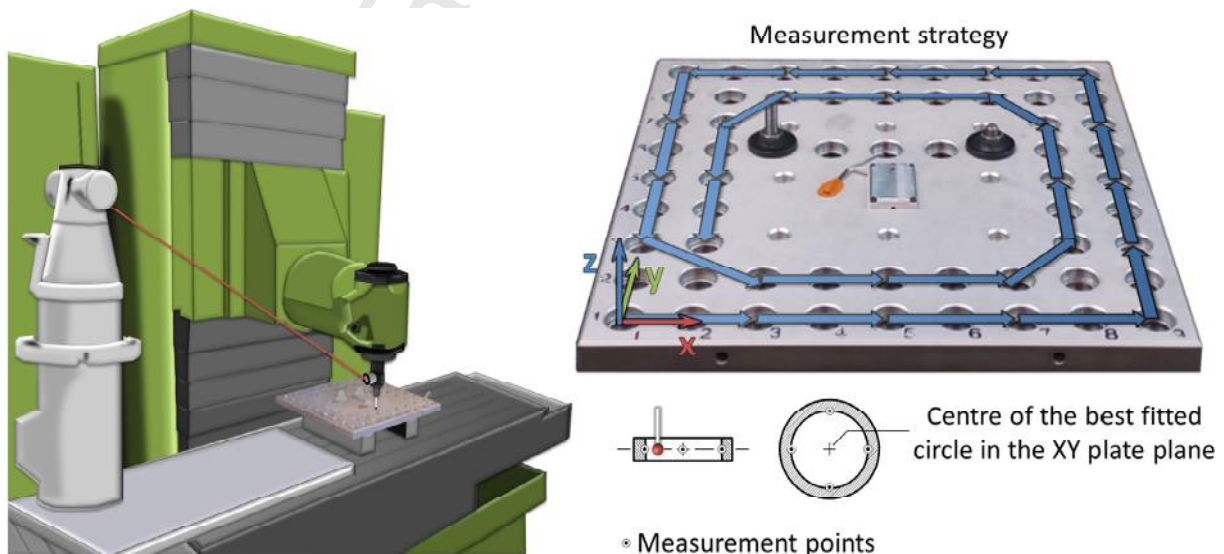


Fig. 5. Measurement configuration and strategy.

starting from the clamping point (which is located at the position $X = 200$ mm, $Y = 250$ mm). The corrected distance is calculated using the following equation.

$$d_f = d_0 \cdot [1 + \alpha_{plate} \cdot (T_{plate} - 293.15)] \quad (7)$$

where d_0 and d_f are the distances between the clamping point and centre of the hole before and after applying the correction, respectively; α_{plate} is the coefficient of the plate thermal expansion; and T_{plate} is the temperature of the plate in Kelvin during the measurement of the hole.

Because the misalignment and thermal expansion of the plate are not MT errors, they should be compensated to render the possibility of the comparison between the nominal and coordinates measured with the MT. Given that the measurements are performed under quasi-static conditions, the error obtained will be the result of the MT geometric, kinematic and thermally induced errors.

As shown in Fig. 4, the nominal points are obtained from the calibrated plate coordinates, and the measured points are used to calculate the centres of the holes (measurement values are obtained from the LT and touch-trigger probe system). However, to determine the actual influence of MT geometric errors, an equation of motion that links the geometric errors and movement of the MT is required. Thus, defining and obtaining the kinematic model of the MT are necessary for which the volumetric verification is to be conducted (Fig. 1).

As previously mentioned, the MT has the XFYZ configuration. The equation for the movement that relates the nominal coordinates of the MT with the measured coordinates of the LT through MT geometric errors and MT characteristics is presented in Eq. (8).

$$\bar{X}_{LT} = \bar{R}_{LT}^{-1} \left(\bar{R}_x^{-1} (\bar{R}_y (\bar{R}_z \bar{T} + \bar{Z}) + \bar{Y} - \bar{Z}) - \bar{T}_{LT} \right) \quad (8)$$

where \bar{T}_{LT} represents the translation vector between the coordinate system of the machine and the coordinate system of the LT.

$$\bar{T}_{LT} = \begin{pmatrix} oX_{LT} \\ oY_{LT} \\ oZ_{LT} \end{pmatrix} \quad (9)$$

where \bar{R}_{LT} represents the Olinde Rodrigues matrix θ between the LT and MT coordinate systems around the unitary vector $u = (u_x, u_y, u_z)$, where $u_x^2 + u_y^2 + u_z^2 = 1$.

$$\bar{R}_{LT} = \begin{pmatrix} \cos(\theta) + u_x^2(1 - \cos(\theta)) & u_x u_y(1 - \cos(\theta)) - u_z \sin(\theta) & u_x u_z(1 - \cos(\theta)) + u_y \sin(\theta) \\ u_x u_y(1 - \cos(\theta)) + u_z \sin(\theta) & \cos(\theta) + u_y^2(1 - \cos(\theta)) & u_y u_z(1 - \cos(\theta)) - u_x \sin(\theta) \\ u_x u_z(1 - \cos(\theta)) - u_y \sin(\theta) & u_y u_z(1 - \cos(\theta)) + u_x \sin(\theta) & \cos(\theta) + u_z^2(1 - \cos(\theta)) \end{pmatrix} \quad (10)$$

where \bar{X}_{LT} represents the coordinates of the machine point measured by using the LT.

$$\bar{X}_{LT} = \begin{pmatrix} X_{LT} \\ Y_{LT} \\ Z_{LT} \end{pmatrix} \quad (11)$$

where \bar{T} is the offset of the tool.

$$\bar{T} = \begin{pmatrix} x_t \\ y_t \\ z_t \end{pmatrix} \quad (12)$$

where \bar{R}_k represents the rotational error matrix for axis k of the MT with $k = x, k = y$ and $k = z$.

$$\bar{R}_k = \begin{pmatrix} 1 & -\varepsilon_{z,k} & \varepsilon_{y,k} \\ \varepsilon_{z,k} & 1 & -\varepsilon_{x,k} \\ -\varepsilon_{y,k} & \varepsilon_{x,k} & 1 \end{pmatrix} \quad (13)$$

where \bar{X} represents the linear error vector for the X-axis of the milling machine.

$$\bar{X} = \begin{pmatrix} -x + \delta_{x,x} \\ \delta_{y,x} \\ \delta_{z,x} \end{pmatrix} \quad (14)$$

where \bar{Y} represents the linear error vector for the Y-axis of the milling machine.

$$\bar{Y} = \begin{pmatrix} \delta_{x,y} - y \cdot S_{xy} \\ y + \delta_{y,y} \\ \delta_{z,y} \end{pmatrix} \quad (15)$$

where \bar{Z} represents the linear error vector for the Z-axis of the milling machine.

$$\bar{Z} = \begin{pmatrix} \delta_{x,z} - z \cdot S_{xz} \\ \delta_{y,z} - z \cdot S_{yz} \\ z + \delta_{z,z} \end{pmatrix} \quad (16)$$

where $\varepsilon_{x,k}, \varepsilon_{y,k}$ and $\varepsilon_{z,k}$ are the three rotational errors of axis k ($k = x, k = y, k = z$); $\delta_{k,k}$ is the position error of axis k ($k = x, k = y, k = z$); $\delta_{k,j}$ with $k \neq j$ is the straightness error in the k -direction; and S_{xy}, S_{xz} and S_{yz} are squareness errors.

With the nominal coordinates of the calibrated plate, the measured coordinates are obtained by measuring 28 holes by using an LT (Leica LTD 600) and using the equations of the kinematic model. Hence, conducting a volumetric verification to determine the geometric errors of the system MT + LT is possible. These errors, which are mathematically modelled as second-order approximation functions, are used as generation functions on the simulation software used to determine the MT uncertainty by using the Monte Carlo method (owing to the size of the analysed MT working volume, using polynomials of higher order is unnecessary).

LT measurement noise is modelled as a normal distribution with $0 \mu\text{rad}$ as the mean value and $24 \mu\text{rad}$ as the 2-sigma value

for angular encoders and $4 \mu\text{m} \pm 0.8 \mu\text{m/m}$ for radial error. These values are selected in accordance with the LT manufacturer's documentation and several researcher's contributions [29].

The MT workspace to be verified is defined as a small area of the total MT workspace with dimensions of $0 \text{ mm} \leq X \leq 400 \text{ mm}$, $0 \text{ mm} \leq Y \leq 400 \text{ mm}$ and $Z = 0 \text{ mm}$ (measurement area) based on the size of the plate. Considering these data and the approximation functions obtained previously, 1000 tests are performed.

Fig. 7 shows the histograms of initial errors of the X-, Y-, Z-axes, as well as distance (i.e. total) error for the MT without any error compensation. The analysis of these results provides an average

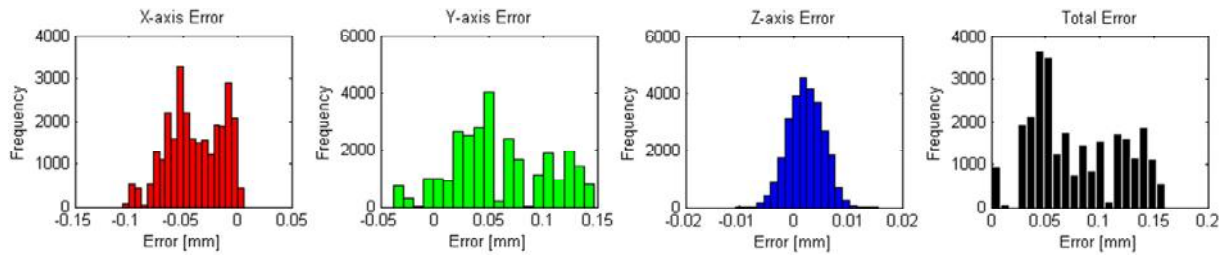


Fig. 7. Initial error distribution.

initial volumetric error of $77.39 \mu\text{m}$ with a standard deviation of $40.91 \mu\text{m}$.

These simulations show that the influence of the LT noise in the measured points affects the MT volumetric error and approximation functions obtained. Therefore, the final error of each point varies in each simulated test. By using the Monte Carlo method, the uncertainty of each point after the verification process can be obtained. The number of tests performed ($n = 1000$) is sufficient to observe the uncertainty trend.

Fig. 8 shows the mesh of the simulated points obtained after applying nonlinear optimisation for each hole and trial generated. The points tend to form an ellipsoid characteristic of uncertainty, in which determining the true value of the measured point has high possibility.

As shown in Fig. 9, the MT volumetric error has reduced substantially (compared with the initial error shown in Fig. 7). Nonlinear optimisation can be used to reduce the MT errors. After applying the optimisation and compensating the errors, the average residual error has a normal biased distribution, positively skewed with a mean value of $12.34 \mu\text{m}$ and a standard deviation of $7.06 \mu\text{m}$. The average residual error of each hole is regarded as a systematic error in that position of the MT workspace, whereas the standard deviation is part of the uncertainty of the measurement procedure (u_p).

By using the GUM [22], the measurement result should be expressed as follows:

$$Y = (y + b) \pm U \quad (17)$$

where Y is the expression for the measurement, y is the measured value, b is the systematic error and U is the expanded uncertainty.

Fig. 9 shows the systematic error (b) in every position of the MT workspace.

Fig. 10 shows the systematic error obtained in the simulation. The systematic error has values of approximately $2 \mu\text{m}$, except along the X-axis, where the systematic error reaches a value of $14 \mu\text{m}$. This result is caused by the squareness error and because the optimisation algorithm obtains the best global correction, but those points are absorbing the error.

Assuming that the accuracy of the sensor is $\pm 0.2^\circ\text{C}$ with a rectangular distribution, u_w can be calculated as follows:

$$u_w = \frac{\alpha \cdot \Delta T \cdot L}{\sqrt{3}} = \frac{24 \cdot 10^{-6} \cdot 0.2 \cdot 400}{\sqrt{3}} = 0.00111 \text{ mm} = 1.11 \mu\text{m} \quad (18)$$

The value of u_p for each position of the workspace is two times the standard deviation of the simulated mesh of points at that position (Fig. 8). This is the most important source of uncertainty in this experiment. The expanded uncertainty can now be calculated for each workspace position. The results are shown in Fig. 11.

These results show the expanded uncertainty of each position of the workspace. The peak at position $X = 0 \text{ mm}$ and $Y = 0 \text{ mm}$ is owing to its particular condition as the origin of the coordinates. That is, this position is the point of reference for all the geometric errors and its uncertainty is lower. Meanwhile, the uncertainty is higher and homogeneous in the rest of the workspace. Further, the MT user can use the value of MPE of the MT to have information on the error in the distance measurements and not only in the position. Setting an MPE on the measurement system is one way of ensuring that when measurements are actually performed, the requirements on maximum permissible measurement uncertainty

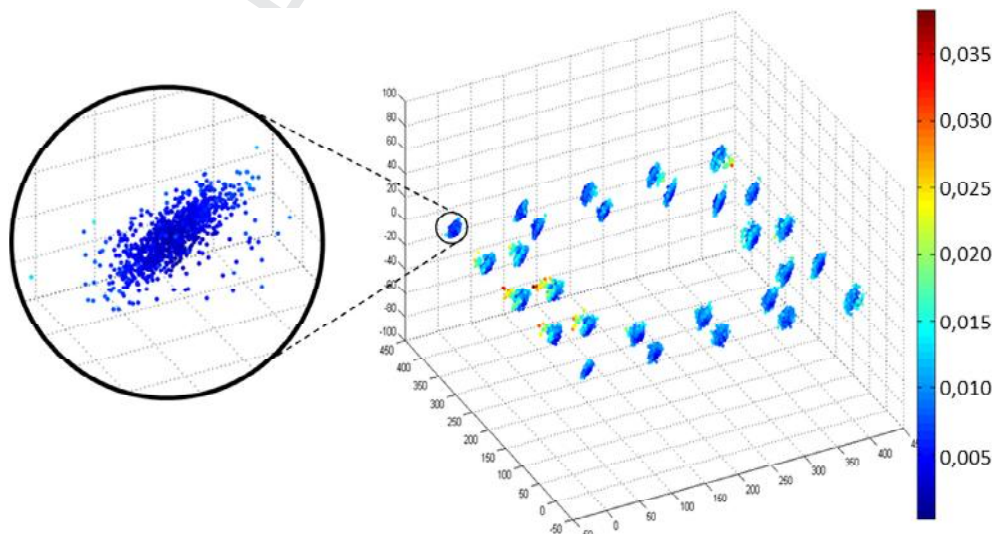


Fig. 8. Mesh of the simulated points.

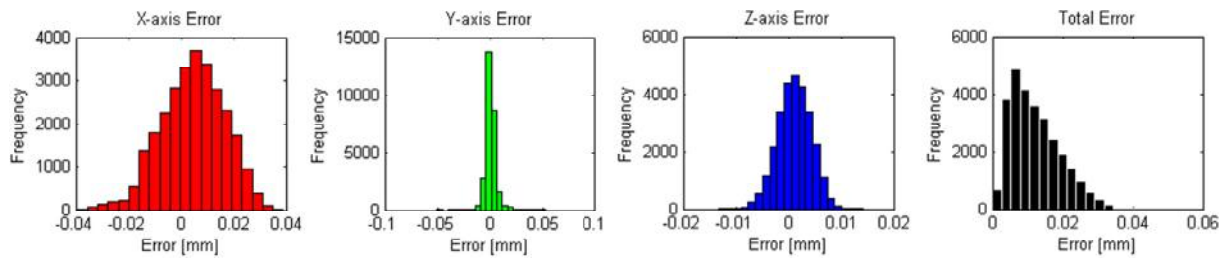


Fig. 9. Final error distribution.

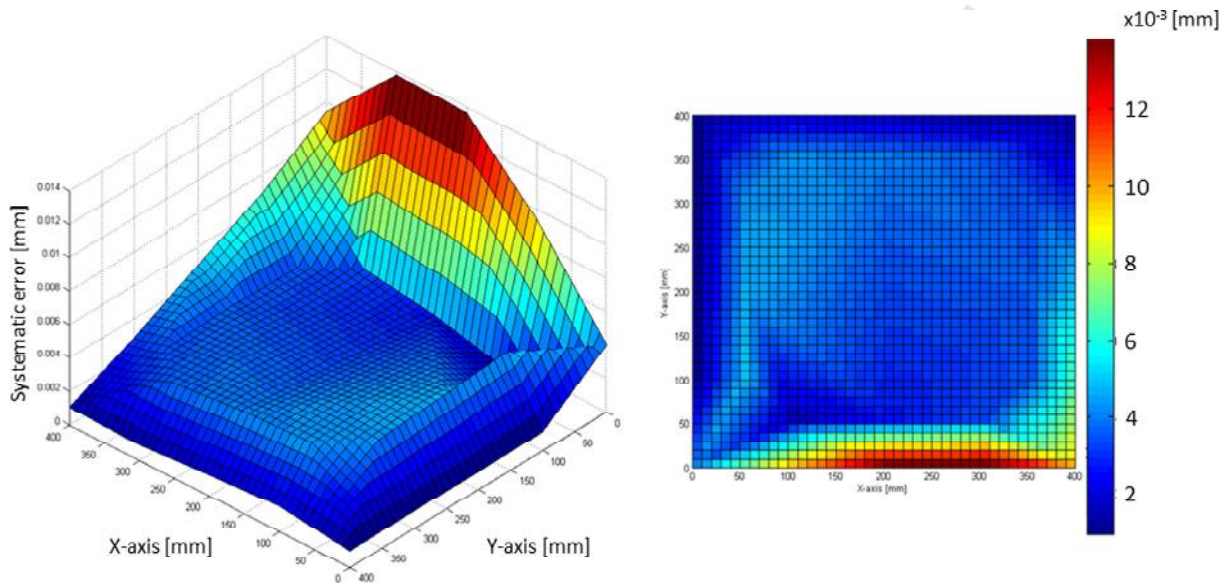


Fig. 10. Systematic error in the workspace.

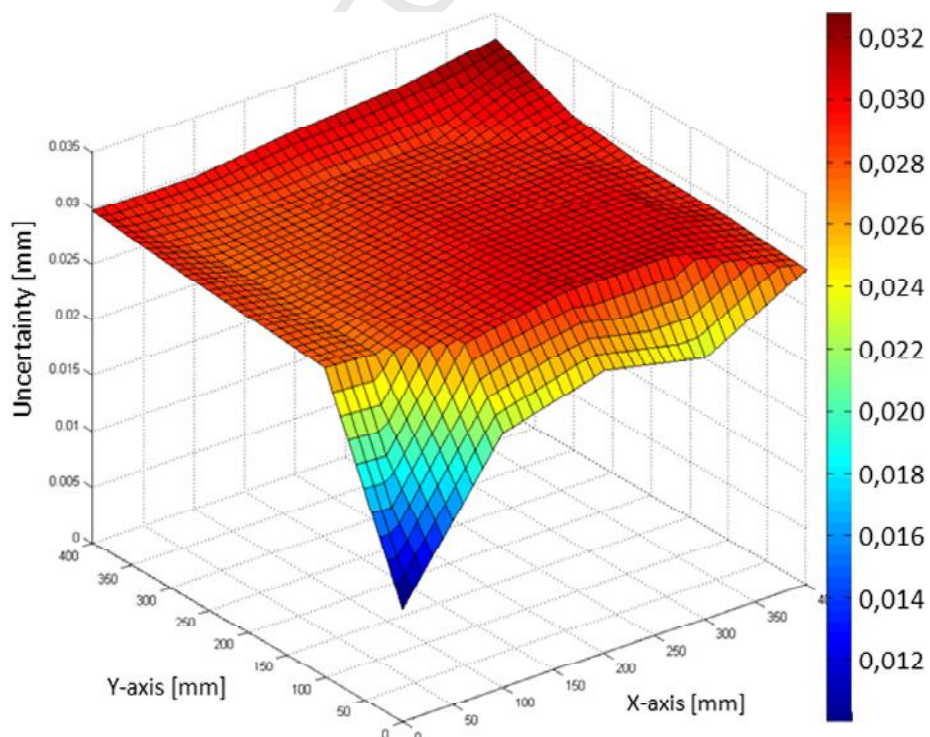


Fig. 11. Expanded uncertainty of the workspace.

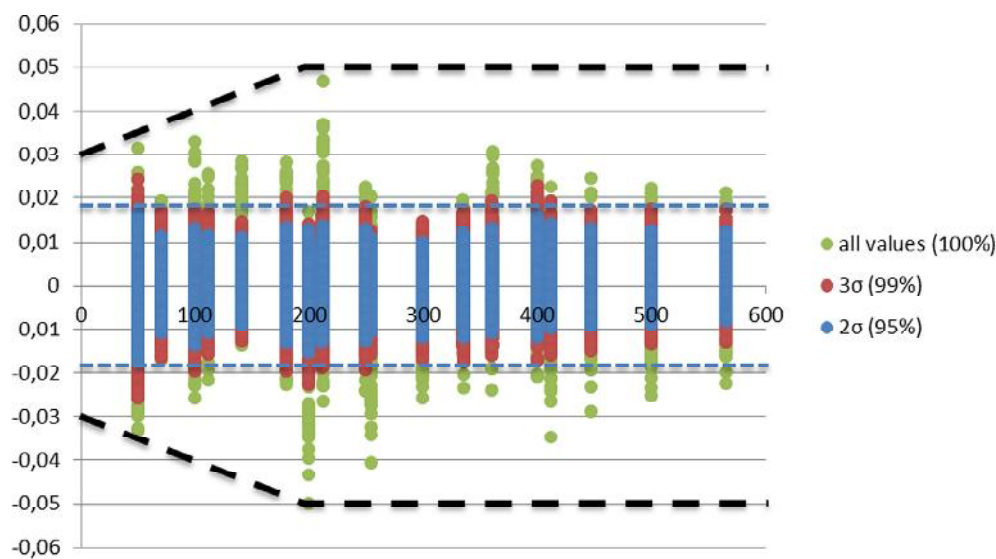


Fig. 12. Maximum permissible error.

(MPU) are likely to be satisfied. Whether the MPU will be satisfied or is not depended not only on the instrument specifications but also on the actual metrological performance whilst measuring [30].

To estimate the MPE value for the measurement at various distances, the errors previously simulated were used. Different pairs of points were chosen, and their nominal distances were compared with the measured distances to determine the error per distance of the measurement. Three cases were investigated, namely, using all the data (coverage factor of 100%), using the values within the three standard deviations (coverage factor of 99%) and using the values within two standard deviations (coverage factor of 95%). Fig. 12 shows the results of the comparison of the 1000 points corresponding to 55 pairs of centre distances of the holes; thus, information is available on the errors of 55,000 distances.

The MPE of the MT is given by

$$\begin{cases} \text{for } 0 < L < 200\text{mm}; & \text{MPE} = (30 + \frac{L}{10}) \mu\text{m} \\ \text{for } L > 200\text{mm}; & \text{MPE} = 50\mu\text{m} \end{cases}$$

Alternatively, the value with a coverage factor of 95% can be used.

$$U_{95} = 17.5\mu\text{m}$$

5. Conclusions

The initial tests performed in this study show that the LT measurement noise has a significant influence on volumetric verification and provide calibration uncertainty related only to random errors introduced in the measured points. This source of uncertainty is normally neglected by a user, who assumes that the errors provided by volumetric verification are perfectly accurate values. This source of uncertainty must be considered because of the increase in the uncertainty of the MT during the manufacturing and measuring processes.

Thus, the measurement data can be presented as the measured value, as well as a correction known as a residual volumetric error, and the uncertainty value. In a particular case of the MT considered in this study, within the workspace of 460 mm × 460 mm, the systematic error has values of approximately 2 μm. However, the uncertainty has an average value of approximately 30 μm in the entire workspace, except at the position where the origin of the coordinates has been set, where the expanded uncertainty has a

minimum value of 12 μm. Apart from the information obtained for every point, the MT user may want to know the value of the MPE expected whilst measuring the distances. To estimate this value, several combinations of pairs of points are used. By comparing the measured distance with the nominal distance, the MPE value is estimated for three cases, that is, the absolute MPE and the MPE values with coverage factors of 99% and 95%. For a coverage factor of 95%, the MPE obtained is 17.5 μm. The uncertainties and MPEs estimated on this study are the result of noise in the measurement system (LT), and these must be added to the other sources of uncertainty to have a global view of the traceability of the MT.

When the MT is used as a measurement system, determining the measurement uncertainty is necessary. It is a quantitative indication of the quality of the measurement results, without which they cannot be compared between themselves, with specified reference values, or with the standard. In this paper, some of the sources with most influence over uncertainty have been studied, but in future work it would be interesting to study the influence of other factors such as temperature or the position of the laser tracker to have an overall vision of the measurement uncertainty.

Conflicts of interest

The authors declare no conflict of interest.

Acknowledgements

This work was supported by the Government of Spain with the project DPI2013-46979-C2-1-P: METRAP and the funds of the scholarship BES-2014-070480.

References

- [1] A.P. Longstaff, S. Fletcher, S. Parkinson, A. Myers, The role of measurement and modelling of machine tools in improving product quality, *Int. J. Metrol. Qual. Eng.* 4 (2013) 177–184.
- [2] ASME B5.54-2005 Methods for Performance Evaluation of Computer Numerically Controlled Machining Centers.
- [3] H. Schwenke, W. Knapp, H. Haitjema, A. Weckenmann, R. Schmitt, F. Delbressine, Geometric error measurement and compensation of machines – an update, *CIRP Ann. Manuf. Technol.* 57 (2) (2008) 660–675.
- [4] R. Ramesh, M.A. Mannan, A.N. Poo, Error compensation in machine tools – a review Part I: geometric, cutting-force induced and fixture-dependent errors, *Int. J. Machine Tools Manuf.* 40 (2000) 1235–1256.

- [5] ISO 841, Industrial Automation Systems and Integration – Numerical Control of Machines – Coordinate System and, Motion Nomenclature, 2001.
- [6] VDI/VDE 2617-3 (1989) Accuracy of Coordinate Measuring Machines: Characteristic Parameters and Their Checking Components of Measurement Deviation of the Machine.
- [7] UNE-ISO 230-1:2014 Geometric accuracy of machines operating under no-load or quasi-static conditions.
- [8] S. Aguado, D. Samper, J. Santolaria, J.J. Aguilar, Towards an effective strategy in volumetric error compensation of machine tools, *Measure. Sci. Technol.* 23 (2012) 12 pp, <https://doi.org/10.1088/0957-0233/23/6/065003>.
- [9] S. Aguado, J. Santolaria, D. Samper, J. Aguilar, J. Velazquez, Improving a real milling machine accuracy through an indirect measurement of its geometric errors, *Int. J. Manuf. Syst.* 40 (2016) 26–36.
- [10] E. Trapet, F. Wäldele, A reference object based method to determine the parametric error components of coordinate measuring machines and machine tools, *Measurements* 9 (1) (1991) 17–22.
- [11] H. Schwenke, C. Warmann, High Speed High Accuracy Multilateration System Based on Tracking Interferometers, 10th IMEKO TC14 Symposium on Laser Metrology for Precision Measurement and Inspection in Industry, Braunschweig (Germany), 2011, September 12–14.
- [12] M. Uekita, Y. Takaya, On-machine dimensional measurement of large parts by compensating for volumetric errors of machine tools, *Precision Eng.* 43 (2016) 200–210.
- [13] F. Ezedine, J.M. Linares, J.M. Sprauel, J. Chaves-Jacob, Smart sequential multilateration measurement strategy for volumetric error compensation of an extra-small machine tool, *Precision Eng.* 43 (2016) 178–186.
- [14] S. Aguado, D. Samper, J. Santolaria, J.J. Aguilar, Machine Tool Rotary Axis Compensation Through Volumetric Verification Using Laser Tracker, *Proceedings of 5th Manufacturing Engineering Society International Conference (MESIC 2013)*, Zaragoza (Spain), 2013, 10.1016/j.proeng.2013.08.189.
- [15] Z. Wang, P.G. Maropolous, Real-time error compensation of a three-axis machine tool using a laser tracker, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* 69 (2013) 919–933.
- [16] A. Wan, L. Song, J. Xu, S. Liu, K. Chen, Calibration and compensation of machine tool volumetric error using a laser tracker, *Int. J. Machine Tools Manuf.* 124 (2018) 126–133.
- [17] H.J. Pakh, Y.S. Kim, J.H. Moon, New technique for volumetric error assessment of CNC machine tools incorporating ball bar measurement and 3D volumetric error model, *Int. J. Machine Tools Manuf.* 37 (1997) 1583–1596.
- [18] A.B. Forbes, Measurement uncertainty and optimized conformance assessment, *Measurement* 39 (9) (2006) 808–814.
- [19] J.E. Muelaner, M. Chappell, P.S. Keogh, A unified approach to uncertainty for quality improvement, in: 12th International Conference and Exhibition on Laser Metrology, Machine Tool, CMM and Robotic Performance, LAMDAMAP, Euspen, 2017, pp. 164–174.
- [20] ISO/TR 230-9:2005 Estimation of measurement uncertainty for machine tool tests according to series ISO 230, basic equations.
- [21] ISO 14253-2:2011 Inspection by measurement of workpieces and measuring equipment – Part 2: Guidance for the estimation of uncertainty in GPS measurement, in calibration of measuring equipment and in product verification.
- [22] Evaluation of measurement data: Guide to the expression of Uncertainty in Measurement (GUM). JCGM 100:2008.
- [23] T. Liebrich, B. Bringmann, W. Knapp, Calibration of a 3-D ball plate, *Precision Eng.* 33 (1) (2009) 1–6, <https://doi.org/10.1016/j.precisioneng.2008.02.003>.
- [24] M. Jankowski, A. Woźniak, Master artifacts for testing the performance of probes for CNC machine tools, *Advanced Mechatronics Solutions, Part of the Advances in Intelligent Systems and Computing book series*, AISC 393 (2016) 323–328, https://doi.org/10.1007/978-3-319-23923-1_49.
- [25] B. Štrbac, V. Radlovački, B. Ačko, V. Spasić-Jokić, Lj. Župunski, M. Hadžistević, The use of Monte Carlo simulation in evaluating the uncertainty of flatness measurement on a CMM, *J. Prod. Eng.* 19 (2) (2016) 69–72.
- [26] J. Santolaria, M. Ginés, Uncertainty estimation in robot kinematic calibration, *Robot. Comp.-Integr. Manuf.* 29 (2013) 370–384.
- [27] ISO/TR 15530-3:2011 Coordinate measuring machines (CMM): Technique for determining the uncertainty of measurement – Part 3: Use of calibrated workpieces or measurement standards.
- [28] P. Pérez, J.A. Albajez, J. Santolaria, Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements, *Int. J. Manuf. Syst.* 41 (2016) 277–286.
- [29] H. Zhuang, S.H. Motaghedi, Z.S. Roth, Y. Bai, Calibration of multi-beam laser tracking systems, *Robot. Comp.-Integr. Manuf.* 19 (2003) 301–314.
- [30] A.M. Joglekar, Statistical methods for six sigma in R&D and manufacturing, Wiley, Hoboken, 2003.

662
663
664
665
666
667
668
669
670
671
672
673
674
675
676
677
678
679
680
681
682
683
684
685
686
687
688
689
690
691
692
693
694
695
696
697
698
699
700

Article

Study on Machine Tool Positioning Uncertainty Due to Volumetric Verification

Sergio Aguado ^{1,*} , Pablo Pérez ², José Antonio Albaje ² , Jorge Santolaria ²  and Jesús Velazquez ²

¹ Centro Universitario de la Defensa, Academia General Militar, Ctra. Huesca S/N, 50090 Zaragoza, Spain

² Design and Manufacturing Engineering Department, University of Zaragoza, 50018 Zaragoza, Spain

* Correspondence: saguadoj@unizar.es

Received: 15 April 2019; Accepted: 21 June 2019; Published: 26 June 2019



Abstract: Volumetric verification is based on the machine tool (MT) kinematic model, along with its geometric errors. Although users often ignore the uncertainty of verification, the use of the MT as a traceable measurement system in the manufacturing process has increased the need for professionals to be aware of it. This paper presents an improvement in the MT kinematic model, introducing in it the influence of verification uncertainty sources. These sources have been classified into four groups: the MT, the measurement system itself, the measurement strategy, and the optimization strategy. As the developed model exhibits non-linear behavior, the Monte Carlo method was used to determine the influence of the measurement system on verification uncertainty using synthetic tests. In this manner, an improved estimation of the MT uncertainty can be obtained. Therefore, if the MT is used as a traceable measurement system, its accuracy should not be higher than the laser tracker (LT) verification influence. It hence shows the importance of LT influence.

Keywords: Monte Carlo method; machine tool uncertainty; calibration; measurement in process; traceability

1. Introduction

The accuracy of the machined parts and the feedback information of the manufacturing process are two of the most critical considerations for any manufacturer. These considerations are the result of a number of influences and sources of error, such as the cutting conditions, the part type, and the machine tool (MT) characteristics.

These errors can be classified as either random or systematic errors, including quasi-static and dynamic ones. Quasi-static errors are divided into geometric, kinematic, and thermal errors. Geometric errors are the result of structural elements and they reduce the positioning accuracy of the MT. The direction of motion generated by joints, couplings, gears, and stiffness errors cause deformations and generate kinematic errors. Thermal errors are the result of temperature gradients in the structure of a machine or part, which generate dimensional changes that affect accuracy. Dynamic errors are caused by sources such as the vibration of the MT structure, the spindle movement errors, or the software. Therefore, the accuracy of the MT is provided by random and systematic errors, which are not compensated after verification processes.

Uncertainty should be calculated to evaluate whether additional manufacturing tolerances can be achieved. When an MT is used as a measurement system with a probe to determine part dimensions, the MT measurement uncertainty determines the conformance zone. Figure 1, whose upper bar shows specifications and lower bar the influence of uncertainty, shows that false acceptance could occur if the uncertainty interval is outside the tolerance zone, but the measurement remains within the tolerance limits. However, false rejection could occur when the measured value is within the tolerance zone, but

the uncertainty is higher. If uncertainty becomes minimized, the conformance zone is increased, thus reducing false acceptance and rejection. In 2006, Forbes illustrated conformance and non-conformance zones based on uncertainty values [1].

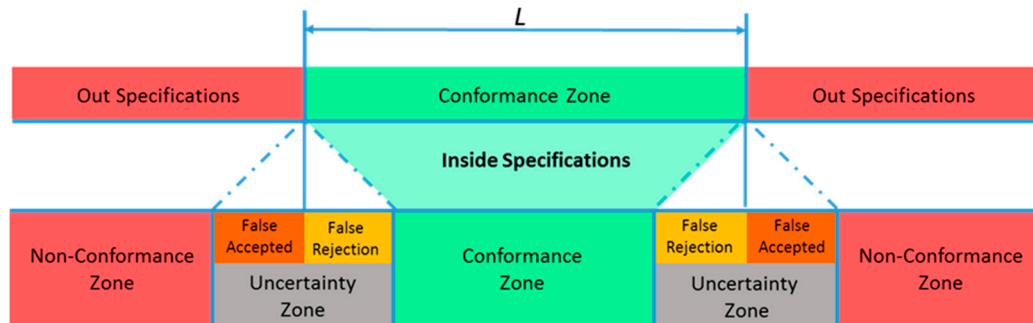


Figure 1. Influence of uncertainty on the conformance zone.

In 2000, Ahn et al. [2] analyzed the influence of geometric error variances in volumetric verification. In 2009, Bringmann et al. [3] identified that there is little correlation between the employed measurement system and the MT configuration, thereby improving the selection of the instrument and the test method to be used for geometric verification. In 2011, Andolfatto et al. [4] presented a method to evaluate contributions for the identification of linking errors of a five-axis MT, which was characteristic of the measurement system used. In 2015, Liu et al. analyzed the influence of laser tracker (LT) uncertainty on the volumetric verification under environmental conditions [5].

Although users often ignore the uncertainty of verification, the use of the MT as a traceable measurement system in the manufacturing process [6] has increased the need for users to be aware of it. In this paper, the sources of uncertainty that affect MT volumetric verification are classified and analyzed into four groups: the MT, the measurement system itself, the measurement strategy, and the optimization strategy. All uncertainty sources have been modelled and introduced to the MT kinematic chain to obtain their joint influence using the Monte Carlo method to determine how different LT locations affect measured points. The same method has also been used to estimate the influence of measurement uncertainty on MT verification by analyzing its probability distribution function (PDF). In this manner, the accuracy of the machining parts and a positioning accuracy better than the LT uncertainty influence cannot be ensured.

2. Materials and Methods

Volumetric verification faces MT error characterization minimizing their joint influence of its geometric errors. The relation between the position of the tool tip and that of the workpiece is obtained through the MT equation of movement. To calculate this equation, first the MT type must be determined. Second, the MT kinematic chain, including the MT geometric errors and the LT location, is modelled mathematically. Finally, the differences between measured and nominal points are optimized to obtain geometric errors. As the MT kinematic model is different on each MT. Section 2.1 presents the MT to analyze within its sequence of movements. Meanwhile, Section 2.2 shows the general verification procedure using as example the MT presented in Section 2.1.

2.1. Materials

Machine types are classified according to the movement of the part, the tool, and the axes of motion (kinematic chain). In this paper, a three-axis MT model ANAYAK VH1800 is studied, where the X axis moves with the part and the Y-Z axes move with the tool; hence, the MT is of the XFYZ type, where F represents the bed of the machine, the letter on the left of F represents the axis, which moves the workpiece, and letters on the right represent the axes, which move the tool.

Matlab software was used to model the kinematic chain and to run the optimization and the simulations.

2.2. Methodology

The kinematic chain is defined through structural components of the machine and symbolizes the flow of the movements of the machine. Slocum [7] and Duffie et al. [8] presented a procedure based on homogeneous transformation matrices between axes (assuming the rigid-body hypothesis) and geometric errors. Wenjie [9] used these matrices as a systematic approach for the modelling of the geometric error of MTs; Rahman et al. [10] measured intra-axis and inter-axis errors in the kinematic model of the MT using a touch trigger probe as the measurement system, and Khan et al. [11] developed a systematic method to obtain the kinematic model of an MT with five axes of movement. Aguado et al. [12,13] introduced an LT measurement system on the MT model, as shown in Figure 2, where each axis is represented by a coordinate system, which is modelled by a rotational matrix and a translational vector.

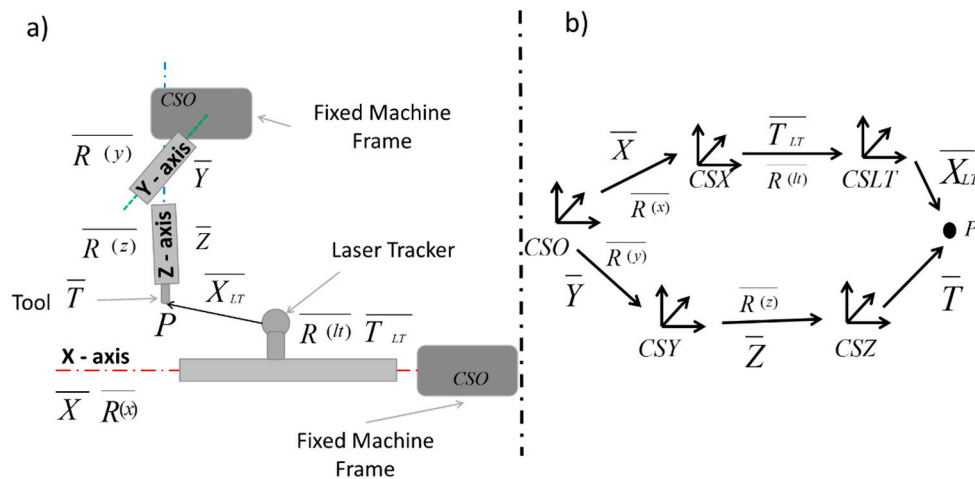


Figure 2. (a) Layout of measuring system in a MT with XFYZ configuration. (b) Kinematic scheme of a MT with XFYZ configuration.

Figure 2a schematically shows the complete system XFYZ MT + LT. Figure 2b shows the two paths that link the fixed machine frame to contact point P. In an ideal MT, both chains should provide the same point P; however, in actuality, each chain has a different error, e_i . The error for each point i is the difference between the real tool-tip position P_r and the nominal position P_n , with r subscript for real coordinates and n for nominal values, introduced by the numerical control (Equation (1)).

$$e_i (e_{i,x}, e_{i,y}, e_{i,z}) = P_{i,r} (x_{i,r}, y_{i,r}, z_{i,r}) - P_{i,n} (x_{i,n}, y_{i,n}, z_{i,n}) \quad (1)$$

To link the geometric errors of the MT with the measured errors, it is necessary to solve the mathematical problem of equating both chains (Figure 2b); this may be achieved by providing the equation of motion of the MT (Equation (2)) where bar letters represent vectors or matrices that provide laser tracker coordinates from MT nominal positions taking into consideration the MT architecture.

$$\bar{X}_{LT} = \bar{R}_{LT}^{-1} \left(\bar{R}_X^{-1} \left(\bar{R}_y \left(\bar{R}_z \cdot \bar{T} + \bar{Z} \right) + \bar{Y} - \bar{X} \right) - \bar{T}_{LT} \right) \quad (2)$$

The error of a point is influenced by different uncertainty sources, which also affect the verification result. Uncertainty sources, which affect the volumetric verification based on LT, have been divided into the following (Figure 3):

1. Uncertainty related to the MT: repeatability, geometric errors, environmental conditions, control of the MT, etc.
2. Uncertainty related to the employed measurement system (LT): environmental conditions, uncertainty of measurement components, and measurement design.
3. Uncertainty related to the measurement strategy: LT positioning and techniques to improve measurement accuracy as multilateration.
4. Uncertainty related to the optimization strategy: values of converging criteria used in the identification process, sequence of identification (optimization phases), and the approximation function used.

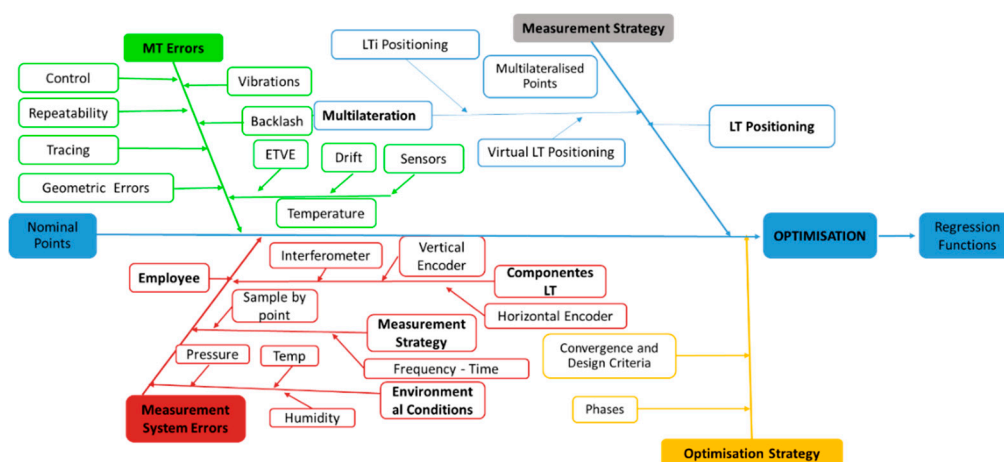


Figure 3. Uncertainty sources in MT verification when it is used as a measurement system. LT is laser tracker.

2.2.1. Uncertainty Related to the MT

Within all MT uncertainty sources that affect the accuracy of measurement, such as repeatability, control, or backlash, the most relevant are the temperature and geometric errors [12,13].

To estimate the influence of temperature on the MT verification, several temperature sensors should be placed along the MT structural elements, such as the column, bed, and ram of the machine (Equation (3)). Sensors have an uncertainty u_{device} associated with a calibration uncertainty $u_{calibration}$; their influence was modelled as a Type B uncertainty using their calibration certificate [14]:

$$u_{device} = \frac{u_{calibration}}{k}. \quad (3)$$

During verification, the spindle does not rotate, and the machine moves slowly. Therefore, if the MT was previously moving unloaded during the period of heating, the increase in self-heating during verification is not excessively high [12]. However, thermal drift may introduce a thermal error to the MT and it should be modelled.

Currently, the main manners to model the thermal drift of the machine are the thermal error prediction using finite element analysis on all MTs components, and the modelling of the thermal influences on the MT structural elements that control the MT movements. The first is the most accurate manner; however, substantial information about the machine design and the thermal expansion coefficients of all of its components is required [4,15,16]. In addition, its computational cost is high and, typically, the system provider does not have all the required information. The latter (i.e., the thermal drift error model) is not as accurate as the finite element analysis; nevertheless, it is more flexible [17].

To take into consideration the influence of temperature on MT, thermal variations should be measured along verification. As temperature is different on each MT element, internal or surface temperature sensors are placed along machine tool structural elements, capturing data every few

seconds. Nonetheless, the data-recording obtained from each sensor should be linked with the MT conditions when every verification point is measured. This depends on the verification conditions, and the verification time for the LT (T_v) is calculated using Equation (4).

$$T_v = \frac{L_T}{F} + T_s(n-1), \quad (4)$$

where L_T represents the distance travelled by the machine, F represents the feeding rate, T_s represents the time to stop the MT, and n represents the number of measured points. This way, the temperature of each structural element that defines the MT kinematic model, when a verification point is measured, is known and can be introduced in Equations (7–9, 11–13, 15–20). This is explained in the following paragraphs.

To model the temperature variations on the MT during the verification process (with a reference temperature of 20 °C), it was considered that the influence of the thermal variations is proportional to the distance. Hence, the temperature of a point between two sensors on the same axis is linearly interpolated.

When this assumption is made, the kinematic model of the MT with an XFYZ configuration can be defined as in Equation (2), where the offset of the tool \bar{T} is calculated from:

$$\bar{T} = \begin{pmatrix} x_t \\ y_t \\ z_t \end{pmatrix}. \quad (5)$$

\bar{R}_k represents the rotational errors matrix of axis k with $k = x, y, z$:

$$\bar{R}_{(k)} = \begin{pmatrix} 1 & -\varepsilon_z(k) & \varepsilon_y(k) \\ \varepsilon_z(k) & 1 & -\varepsilon_x(k) \\ -\varepsilon_y(k) & \varepsilon_x(k) & 1 \end{pmatrix}, \quad (6)$$

where $\varepsilon_x(k)$, $\varepsilon_y(k)$, and $\varepsilon_z(k)$ are the three rotational errors of axis $k = x, y, z$. \bar{X} , \bar{Y} , and \bar{Z} represent the translational error vector in the x -, y -, and z -axis of the milling machine, respectively.

$$\bar{X} = \begin{pmatrix} -(x + x \cdot \alpha_x \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_x(x) \\ \delta_y(x) \\ \delta_z(x) \end{pmatrix}, \quad (7)$$

$$\bar{Y} = \begin{pmatrix} \delta_x(y) - y \cdot s_{xy} \\ (y + y \cdot \alpha_y \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_y(y) \\ \delta_z(y) \end{pmatrix}, \quad (8)$$

$$\bar{Z} = \begin{pmatrix} \delta_x(z) - z \cdot s_{xz} \\ \delta_y(z) - z \cdot s_{yz} \\ (z + z \cdot \alpha_z \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_z(z) \end{pmatrix}, \quad (9)$$

where $\delta_k(k)$ is the position error of axis $k = x, y, z$, $\delta_k(j)$ (with $k \neq j$ being the straightness error in the k direction) and s_{xy} , s_{xz} , and s_{yz} are the squareness errors. $\alpha_{i=x,y,z}$ is the coefficient of thermal expansion from axes x , y , and z , respectively. T_i represents the value of the temperatures related to axis $i = x, y, z$, which is related to sensor values. T_{20} represents a reference temperature at 20 °C.

The coefficient of thermal expansion, $\alpha_{i=x,y,z}$, has an associated uncertainty value. It is recommended to use a minimum value of 10% of the nominal value, never lower than 0.002 $\mu\text{m}/\text{mm} \cdot \text{K}$. This value becomes a standard deviation [14] and is calculated as:

$$u(\alpha_{i=x,y,z}) = \frac{0.002}{2\sqrt{3}} = 0.0006 \frac{\mu\text{m}}{\text{mm} \cdot \text{K}}. \quad (10)$$

Hence, the uncertainty of the thermal expansion coefficient may be included in Equations (7)–(9) of the MT kinematic model. Equations (11)–(13) yield the results.

$$\bar{X} = \begin{pmatrix} -(x + x \cdot (\alpha_x + u(\alpha_x)) \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_x(x) \\ \delta_y(x) \\ \delta_z(x) \end{pmatrix}, \quad (11)$$

$$\bar{Y} = \begin{pmatrix} \delta_x(y) - y \cdot s_{xy} \\ (y + y \cdot (\alpha_y + u(\alpha_y)) \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_y(y) \\ \delta_z(y) \end{pmatrix}, \quad (12)$$

$$\bar{Z} = \begin{pmatrix} \delta_x(z) - z \cdot s_{xz} \\ \delta_y(z) - z \cdot s_{yz} \\ (z + z \cdot (\alpha_z + u(\alpha_z)) \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_z(z) \end{pmatrix}. \quad (13)$$

Another manner to determine the influence of the environmental variation has been described in the ISO/TR230-9 [14] via Equation (14) using the E_{VE} drift value. This can be calculated by considering the change in the results at the most extreme position during the time necessary to perform the test.

$$u_{EVE} = \frac{E_{VE}}{2\sqrt{3}} \quad (14)$$

The E_{VE} value should be obtained without the movement of the axes. Therefore, it cannot be used directly in the kinematic model of the machine; however, it might be used to analyze previous variations of the LT measurement as a result of its internal heating [18].

If the number of variables is sufficiently high, the central limit theorem states that the distribution of the sum of the variables is asymptotically normal and independent of the distributions of the individual variables. Therefore, Equations (11) through (13) are modified to become Equations (15) through (17), where $\beta_i = x, y, z$ is the backlash error of axes x, y , and z , respectively, $R_i = x, y, z$ is the axes repeatability error, and $C_i = x, y, z$ is the control error of axes x, y , and z , respectively, assuming a joint influence defined as a normal distribution.

$$\bar{X} = \begin{pmatrix} -(x + \beta_x + u(\beta_x, R_x, C_x)) \cdot (1 + (\alpha_x + u(\alpha_x)) \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_x(x) \\ \delta_y(x) \\ \delta_z(x) \end{pmatrix}, \quad (15)$$

$$\bar{Y} = \begin{pmatrix} \delta_x(y) - (y + \beta_y + u(\beta_y, R_y, C_y)) \cdot (1 + (\alpha_y + u(\alpha_y)) \cdot (T_i - T_{20})) \cdot s_{xy} \\ (y + \beta_y + u(\beta_y, R_y, C_y)) \cdot (1 + (\alpha_y + u(\alpha_y)) \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_y(y) \\ \delta_z(y) \end{pmatrix}, \quad (16)$$

$$\bar{Z} = \begin{pmatrix} \delta_x(z) - (z + \beta_z + u(\beta_z, R_z, C_z)) \cdot (1 + (\alpha_z + u(\alpha_z)) \cdot (T_i - T_{20})) \cdot s_{xz} \\ \delta_y(z) - (z + \beta_z + u(\beta_z, R_z, C_z)) \cdot (1 + (\alpha_z + u(\alpha_z)) \cdot (T_i - T_{20})) \cdot s_{yz} \\ (z + \beta_z + u(\beta_z, R_z, C_z)) \cdot (1 + (\alpha_z + u(\alpha_z)) \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_z(z) \end{pmatrix}. \quad (17)$$

Finally, the geometric errors are an additional source of uncertainty provided by the MT. This has been modelled and studied in depth as both a normal and a beta distribution [19]. MT errors can be interpreted as a constant value plus a random one, which provides a probabilistic distribution. Therefore, all constant or deterministic errors, i.e., $\varepsilon_x(k)$, $\varepsilon_y(k)$, $\varepsilon_z(k)$, $\delta_k(k)$, $\delta_k(j)$, ε_{xy} , ε_{xz} , and ε_{yz} , presented in the kinematic model of the machine, have an associated uncertainty, i.e., $u(\varepsilon_{x,k})$, $u(\varepsilon_{y,k})$, $u(\varepsilon_{z,k})$, $u(\delta_{kk})$,

$u(\delta_{kj})$, $u(\varepsilon_{xy})$, $u(\varepsilon_{xz})$, and $u(\varepsilon_{yz})$. Equations (18) through (20) show how Equations (15) through (17) are modified. Similar effects are also presented in Equation (6).

$$\bar{X} = \begin{pmatrix} -(x + \beta_x + u(\beta_x, R_x, C_x)) \cdot (1 + (\alpha_x + u(\alpha_x)) \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_x(x) + u(\delta_x(x)) \\ \delta_y(x) + u(\delta_y(x)) \\ \delta_z(x) + u(\delta_z(x)) \end{pmatrix}, \quad (18)$$

$$\bar{Y} = \begin{pmatrix} \delta_x(y) + u(\delta_x(y)) - (y + \beta_y + u(\beta_y, R_y, C_y)) \cdot (1 + (\alpha_y + u(\alpha_y)) \cdot (T_i - T_{20})) \cdot (s_{xy} + u(s_{xy})) \\ (y + \beta_y + u(\beta_y, R_y, C_y)) \cdot (1 + (\alpha_y + u(\alpha_y)) \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_y(y) + u(\delta_y(y)) \\ \delta_z(y) + u(\delta_z(y)) \end{pmatrix}, \quad (19)$$

$$\bar{Z} = \begin{pmatrix} \delta_x(z) + u(\delta_x(z)) - (z + \beta_z + u(\beta_z, R_z, C_z)) \cdot (1 + (\alpha_z + u(\alpha_z)) \cdot (T_i - T_{20})) \cdot (s_{xz} + u(s_{xz})) \\ \delta_y(z) + u(\delta_y(z)) - (z + \beta_z + u(\beta_z, R_z, C_z)) \cdot (1 + (\alpha_z + u(\alpha_z)) \cdot (T_i - T_{20})) \cdot (s_{yz} + u(s_{yz})) \\ (z + \beta_z + u(\beta_z, R_z, C_z)) \cdot (1 + (\alpha_z + u(\alpha_z)) \cdot (T_i - T_{20})) + \delta_z(z) + u(\delta_z(z)) \end{pmatrix}. \quad (20)$$

2.2.2. Uncertainty Related to the Measurement System

Several researchers studied laser tracker error sources [18,20,21]. Gallagher et al. [20] divided error sources as angular encoders, tracking, and assembly errors. Meanwhile, Knapp [21] divided errors sources as environmental errors, data captures, and simplifications. If all these errors sources are analyzed together, two principal groups can be done.

The first one is related to systematic errors, such as environmental conditions. Pressure, temperature, and humidity produce a variation of the refraction index of the air, which provides an error in the laser wavelength estimation, which affects the measurement distance. However, these errors present a systematic behavior that can be analytically compensated due to a meteorological LT station and control. Other systematic errors that cannot be compensated by LT control, such as warm-up time, can be characterized and its influence reduced [18].

The second one consists of random error sources, such as uncertainty from radial and angular encoders. The influence of these errors sources is defined as measurement noise. In this way, manufacturers provide specifications for their LTs, and their accuracy is combined based on the ISO DIS 10360-10 and ASME B 89.4.19-2005 standards [22,23]. It is the joint effect of the uncertainties of the LT components and depends on the employed encoders and sensors.

As shown in the equation of movement of the MT (Equation (2)), the influence of the relation between the LT and the MT on the verification (Figure 4) is derived from a rotation matrix $\bar{R}(lt)$ defined by the Euler angles, α , β , and δ , and a translational vector, \bar{T}_{LT} . This vector and matrix are calculated as shown in Equations (21) and (22), respectively:

$$\bar{T}_{LT} = [D, L, H], \quad (21)$$

$$\bar{R}_{LT} = \begin{pmatrix} \cos(\beta) \cos(\delta) & -\cos(\beta) \sin(\delta) & \sin(\beta) \\ \cos(\alpha) \sin(\delta) + \sin(\alpha) \sin(\beta) \cos(\delta) & \cos(\alpha) \cos(\delta) - \sin(\alpha) \sin(\beta) \sin(\delta) & -\sin(\alpha) \cos(\beta) \\ \sin(\alpha) \sin(\delta) - \cos(\alpha) \sin(\beta) \cos(\delta) & \sin(\alpha) \cos(\delta) + \cos(\alpha) \sin(\beta) \sin(\delta) & \cos(\alpha) \cos(\beta) \end{pmatrix}. \quad (22)$$

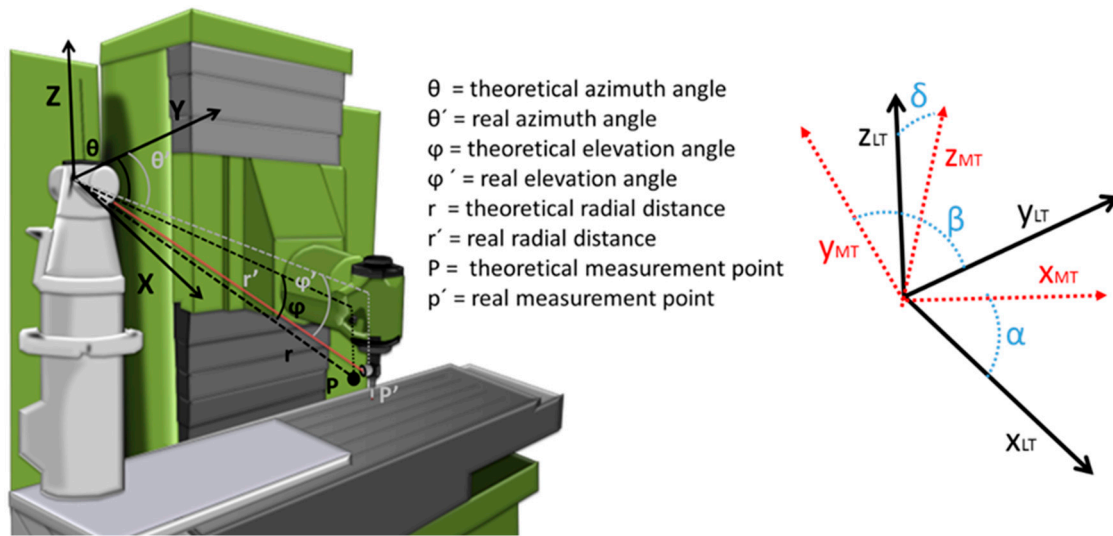


Figure 4. LT measurement uncertainty and location parameters.

Influence of systematic errors can be reduced, but measured points are affected by LT measurement uncertainties originating from angular encoders and the radial distance, as per Equations (23), random errors (Figure 4). This equation links the data from the encoders and the radial distance with their uncertainty; the uncertainty is provided by means of a point measured in Cartesian coordinates:

$$\begin{bmatrix} u_x^2 \\ u_y^2 \\ u_z^2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \sin^2 \theta \cdot \cos^2 \varphi & r^2 \cdot \cos^2 \theta \cdot \cos^2 \varphi & r^2 \cdot \sin^2 \theta \cdot \sin^2 \varphi \\ \sin^2 \theta \cdot \sin^2 \varphi & r^2 \cdot \cos^2 \theta \cdot \sin^2 \varphi & r^2 \cdot \sin^2 \theta \cdot \cos^2 \varphi \\ \cos^2 \theta & r^2 \cdot \sin^2 \theta & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} u_r^2 \\ u_\theta^2 \\ u_\varphi^2 \end{bmatrix}. \quad (23)$$

In this case, r represents the radial measured distance, u_r the radial uncertainty, θ the azimuth angle, u_θ the azimuth angle uncertainty, φ the polar angle, and u_φ the polar angle uncertainty. The uncertainty of a measured point is presented in Equation (24).

$$u_p^2 = u_x^2 + u_y^2 + u_z^2. \quad (24)$$

Moreover, a retro-reflector as an element of a measurement system is a source of uncertainty [19]. The LT laser beam should strike at the center of a reflector. If not, the influence of the retro-reflector uncertainty (u_{SMR}) must be modelled as a normal distribution and included in the equations.

The employed work procedure is an additional uncertainty source; however, it cannot be modelled. Moreover, metrology software allows one to define the measurements that modify the frequency and samples per point; the software provides an uncertainty for each measured point, i.e., $u_{MS,x}$, $u_{MS,y}$, $u_{MS,z}$.

2.2.3. Uncertainty Related to the Measurement Strategy

As has been described in the previous section, the LT should be located to improve data accuracy. However, if actual verification is conducted, the LT position is obtained using a least-squares adjustment between the MT nominal coordinates and the actual points measured using LT. As the LT-measured points are affected by different sources of error (such as the measured noise), the rotation matrix $\bar{R}(lt)$ and the translational vector \bar{T}_{LT} are affected as well. Moreover, the least-squares adjustment is a mathematical tool that minimizes the difference between points, producing its own uncertainty. Thus, random elements are added to the $\bar{R}(lt)$ and \bar{T}_{LT} components, following a PDF (Equations (25)–(26)).

$$\bar{R}(lt) = \bar{R}(lt)_{nominal} + \bar{U}_{Rlt} \quad (25)$$

$$\overline{T_{LT}} = \overline{T_{LT, nominal}} + \overline{U_{Tlt}} \quad (26)$$

The other source of error related to the measurement strategy is the use of multilateration to improve data accuracy. Studies have shown different results depending on the LT and the employed measurement technique, the measurement mode (IFM—Interferometer or ADM—Absolute Distance Measurement), and the spatial angle between the LT locations. Multilateration prevents angular measurement noise and increases the radial one [24]; however, its uncertainty has not yet been modelled as a PDF related to spatial angles between LTs beams. Due to MT characteristic, tests presented in Section 3 were not carried out based on the multilateration technique, they were done on a singular LT location.

2.2.4. Uncertainty Related to the Optimization Strategy

The optimization strategy, convergence criteria, and phase optimization (Figure 5) cannot be modelled as previous uncertainty sources; nonetheless, they affect the MT accuracy depending on its configuration and verification design [24]. Therefore, if these are changed, the MT capacity will be modified.

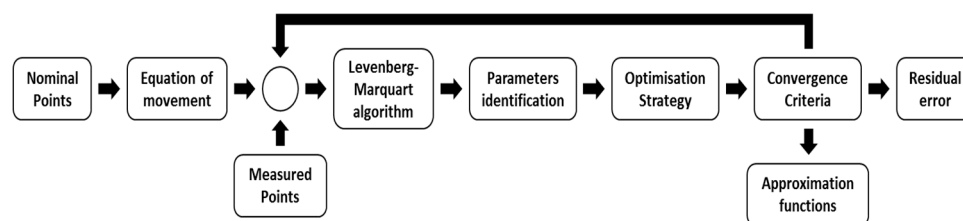


Figure 5. Characterization Procedure Scheme.

Approximation functions that characterize MT geometric errors may be obtained, thus minimizing the difference between the real and the nominal points. The difference becomes minimized using an iterative process of parameter identification through the MT equation of movements. Therefore, the objective function is the difference between pairs of points (Equation (27)).

$$v_{e,LT} = \frac{\sum_{i=1}^n \sqrt{(x_{i,n} - x_{i,r})^2 + (y_{i,n} - y_{i,r})^2 + (z_{i,n} - z_{i,r})^2}}{n} \quad (27)$$

The residual error after verification will depend on the verification design, i.e., the identification method, the approximation functions used, the optimization strategy, the defined initial parameters, and the employed convergence criteria (Figure 6).

The adequacy of the optimization strategy in the verification of the MT configuration has been studied in past research works [25]. Considering this, the best optimization strategy for the XFYZ MT configuration was implemented and was not modified in the verification process of the tests presented in this paper (Section 4) as a prior step for the estimation of the verification uncertainty.

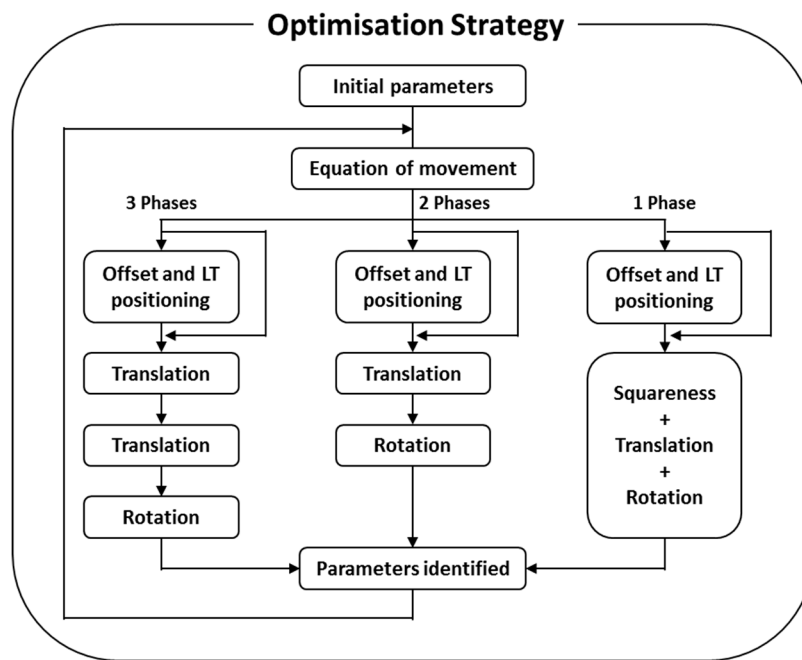


Figure 6. Optimization strategy scheme.

2.3. Monte Carlo Method for Uncertainty Evaluation

Every measurement should be provided with an estimation of its measurement uncertainty. Currently, a standard guide exists for the estimation of the measurement uncertainty, namely the “Guide to the expression of uncertainty in measurement” (GUM) [26]. However, it should not be used for non-linear models, such as the MT studied in this paper. Supplement 1 of GUM recommends the use of the Monte Carlo method (MCM) in such cases.

The Monte Carlo method employs a large number of samples generated according to different propagation probabilistic functions (Figure 7) to obtain the final uncertainty distribution through the measurement equation, i.e., Equation (2).

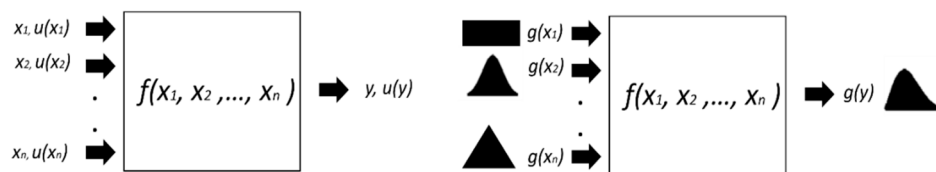


Figure 7. Propagation of uncertainties based on GUM (Guide to the expression of uncertainty in measurement) (left); propagation of distributions based on the Monte Carlo method (MCM) (right).

To estimate the volumetric verification uncertainty using MCM, the first step is the definition of statistical distributions of measured-input quantities. The principal ones are divided into MT errors, measurement strategy errors, measurement system errors, and optimization strategy, as shown in Figure 3. All of them have been presented and analyzed in depth in Section 2.2. Secondly, the mathematical model that describes the process must be defined; in this case, the movement equation provided by the MT kinematic chain affected by the input uncertainties has been presented in Section 2.2. Next, using verification conditions, tests were conducted for the measurement data; moreover, the PDFs for the input quantities were estimated. At this stage, the verification tests were created and the MCM simulation was set up and run. When all tests had been completed, the last step was to summarize and present the results.

Several researchers have merely taken the first step towards studying MTs, considering different distributions functions, thermal variations, or measurement noise [2–4,23] Figure 8 shows the working

principle of the development of the software used for the estimation of the verification uncertainty of an MT using LT as measurement system through volumetric verification.

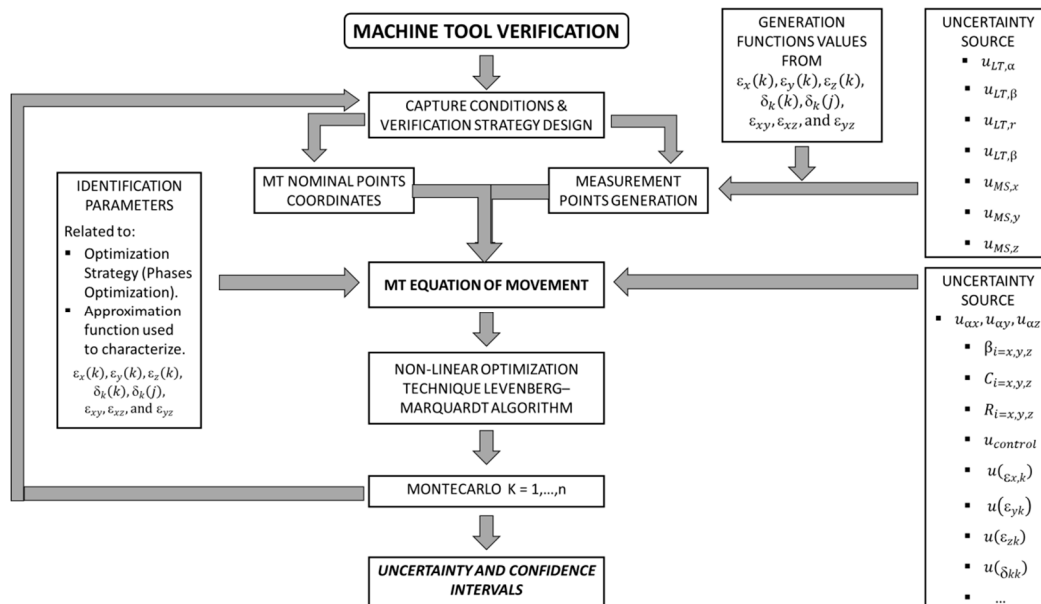


Figure 8. Uncertainty evaluation and confidence intervals of the parameters.

3. Simulations Results

To use an MT as a measurement system with traceability, it needs to improve its positioning accuracy. It will depend on the PDF of its final verification volumetric error, which should be obtained to estimate its uncertainty.

To study the influence of LT measurement uncertainty in LT positioning and verification uncertainty, MCM was used. The best LT position related to measurement uncertainty was obtained using Equation (24). The values of u_θ and u_φ were derived from the normal probability distribution, i.e., $\mu = 20 \mu\text{rad}$ and $\sigma = 3 \mu\text{rad}$, and u_d was defined as $4 \mu\text{m} \pm 0.8 \mu\text{m/m}$ for radial coordinate. Therefore, each point to measure will yield different uncertainty values in each test. To achieve this, simulation tests were conducted in a three-axis MT with an XFYZ configuration.

The Monte Carlo method tests were defined as follows:

- MT workspace to verify: $800 \text{ mm} \leq X \leq 1200 \text{ mm}$, $100 \text{ mm} \leq Y \leq 500 \text{ mm}$, and $200 \text{ mm} \leq Z \leq 400 \text{ mm}$.
- The verification mesh contained 75 verification points with intervals of 100 mm in all axes.
- Available space to locate LT: $-2000 \text{ mm} \leq D \leq -500 \text{ mm}$, $350 \text{ mm} \leq H \leq 2000 \text{ mm}$, $-2000 \text{ mm} \leq L \leq 2000 \text{ mm}$.
- LT measurement range characteristic: $0.5 \text{ m} \leq r \leq 15 \text{ m}$, $-45^\circ \leq \theta \leq 45^\circ$; $-235^\circ \leq \varphi \leq 235^\circ$.
- LT could not be located inside the MT workspace or body for verification.
- The number of Monte Carlo tests was 100.000 in the X-axis and Y-axis directions.

The main objective of these tests was not only to obtain the best LT location, but also to be able to associate the LT position with the influence of LT measurement uncertainty in the verification mesh. In this manner, although measurement uncertainty would be smaller than the maximum error introduced in most of the verification points, an approximate value below which the MT measurement/position accuracy is within the uncertainty zone (Figure 1) would be obtained.

Figures 9 and 10 show the LT location and the maximum error introduced to the verification mesh for each Monte Carlo test where LTs are located along the Y-axis and X-axis of the MT, respectively.

Each point represents the best location to a definite test, and its color represents the maximum error introduced on it by LT. This value is obtained as the maximum absolute value of Equation (1).

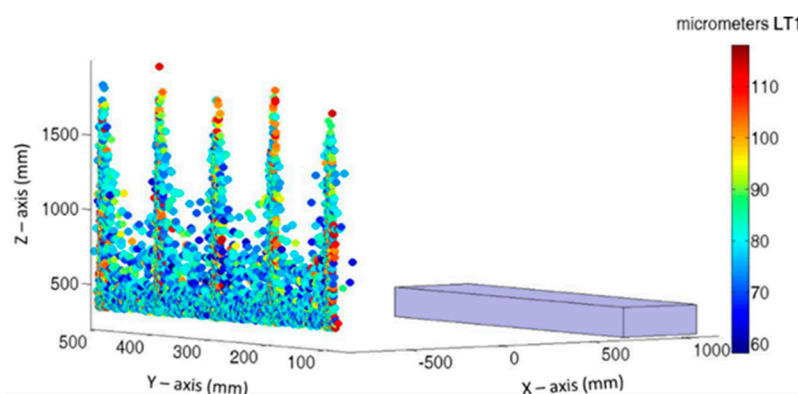


Figure 9. Best LT position and maximum error obtained on each Monte Carlo test: Y-axis direction.

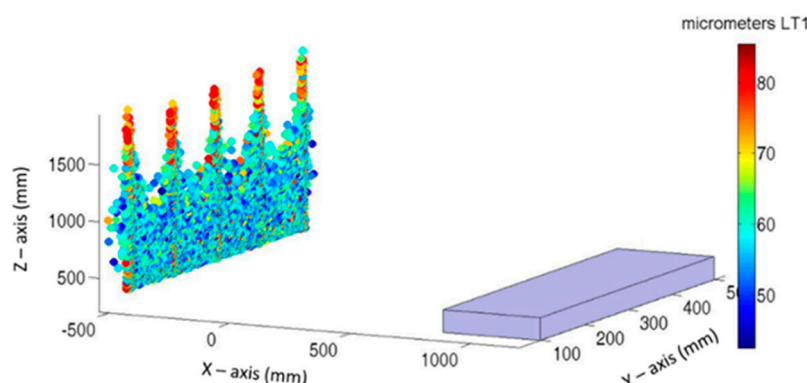


Figure 10. Best LT position and maximum error obtained on each Monte Carlo test: X-axis direction.

If both figures are compared, there is a central zone with Z values lower than 700 mm in Figure 9 and 1100 mm in Figure 10, where there is a higher concentration of lower maximum errors. In the same manner, there are five columns that rise in the Z-axis, with a higher concentration of upper values. In both cases, these columns are located in the same planes (Y and X) as that of the verification points.

However, certain differences may be observed between both figures. Lower values in Figure 9 lie between 60 and 80 μm ; the lowest values of Figure 10 lie between 40 and 60 μm . This means that the influence of noise has been reduced by approximately 30%. In the same manner, the maximum values in Figure 9 are approximately 30 μm higher than the maximum values in Figure 10.

The color maps presented in Figures 9 and 10 provide an efficient manner to observe the spatial areas where LT should be placed. However, to identify which frequency obtained the highest values and which PDFs best characterized the behavior, a histogram of both cases is presented in Figure 11.

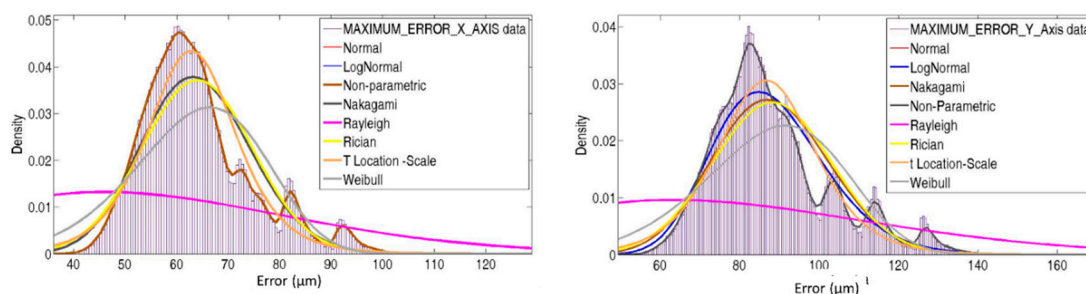


Figure 11. Maximum error for each best LT position.

Figure 11 presents the u_p values obtained from Equation (24); hence, no negative values exist, in addition to the LT position and the maximum error introduced for each one. Although measurement uncertainty from radial and angular encoders has been defined as a normal distribution, none of the presented PDFs describes the real distribution of maximum errors properly.

To study the influence of LT measurement uncertainty on the verification uncertainty, the verification of the same mesh was simulated 1000 times. The working principle was presented in Section 2, and the parameters required were:

- Equation of movement of the MT and its kinematic model (Equation (2)).
- Verification mesh of points (in this case, the same used to determine the LT position).
- Laser tracker position: $d = -563.52$ mm, $l = 194.37$ mm, $h = 677.78$ mm, $\alpha = 0.0339^\circ$, $\beta = 0.0343^\circ$, and $\delta = 59.4652^\circ$, obtained in LT position from previous tests.
- Generation functions that characterize geometrics of the MT were obtained from real verification.
- Optimization strategy. To identify the geometric errors of the MT, a one phase optimization procedure is used as is shown in Figure 6. From information of a single LT, the influence of squareness, translation, and rotation error are considered together.

Figure 12 shows verification point errors in the X, Y, and Z axes in the LT coordinate system. These errors are the joint influence of its errors and LT noise. Although the probability distribution of LT components is normal, the joint influence of geometrical and measurement error cannot fit a normal distribution.

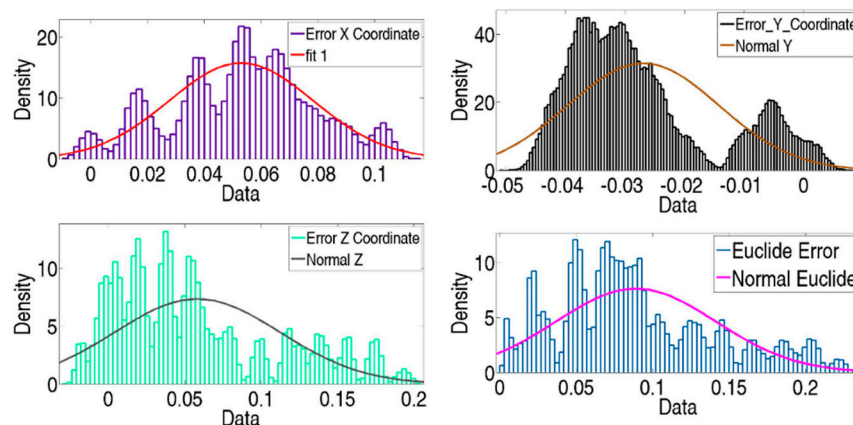


Figure 12. Initial error of MT verification points of 1000 tests.

Figure 13 analyses the initial error distribution along the verification mesh (Equation (1)). For each verification point, there are 1000 samples affected by the same geometric error; however, with a different LT noise, there is a cloud of measured points around nominal positions. It can be observed that geometric errors have increased from the reference point, in this case the corner of the cube, following a systematic behavior. So, the main aim of volumetric verification is to compensate for this error influence on MT accuracy. Moreover, there are no strong variations in the color of each point cloud; hence, the influence of geometric errors is greater than the measurement noise.

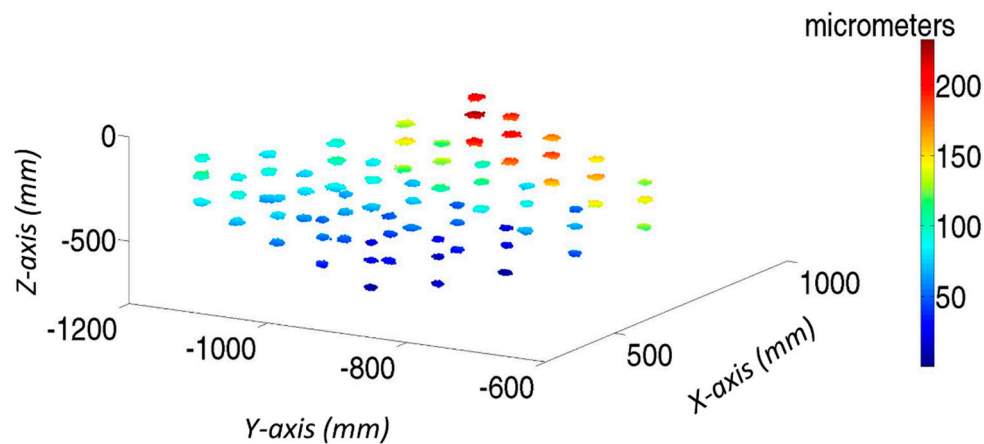


Figure 13. Initial color map of verification points of 1000 tests on laser tracker coordinate system.

Figure 14 shows the final errors in the verification points of all simulated tests. If we compare it with Figure 12, it can be seen that the final error distribution presents a normal distribution, particularly the final error in the distance and the error in the Y coordinate.

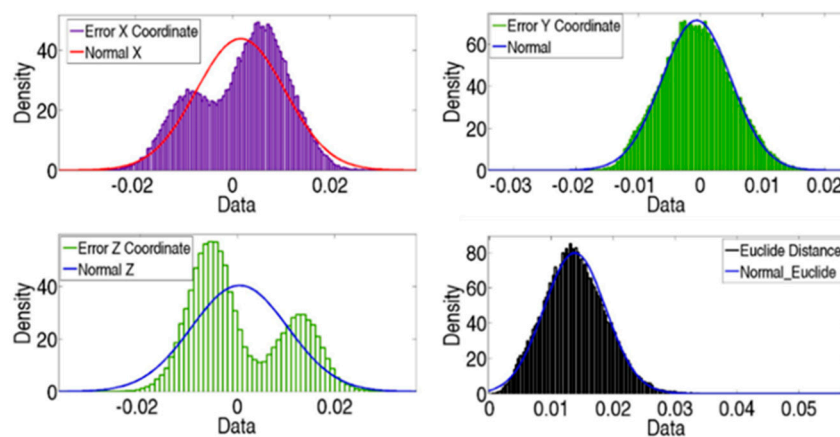


Figure 14. Final error of MT verification points of 1000 tests in total.

Figure 15 shows the final residual error in the verification points of all simulated tests, when the influence of geometric errors is compensated. A comparison of Figures 13 and 15 shows that the errors have been greatly minimized. Moreover, the color of the cloud of each verification point is not homogeneous. Although their real geometric errors are the same, each test provides a different geometric error approximation functions for each error. This is because of the effects of the LT measurement noise on the approximation functions and therefore on the final positioning of MT accuracy.

The maximum final error after verification is approximately 50 μm , as shown in Figure 15. If compared with the error introduced by the LT measurement noise at its location (Figure 10), the error has a similar value. Hence, the verification uncertainty of the MT is 50 μm , although the final mean volumetric error of the verification tests is a normal distribution with \bar{X} 13.77 μm and σ = 5.02 μm .

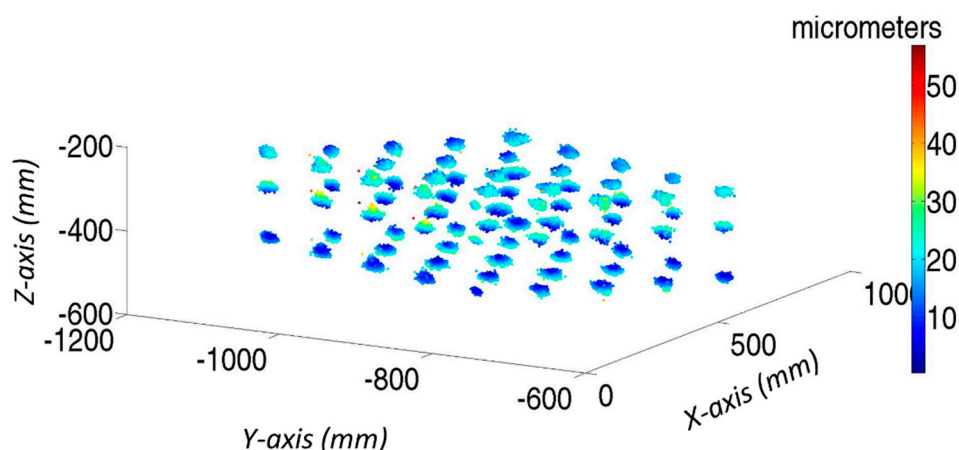


Figure 15. Final color map of verification points of 1000 tests on laser tracker coordinate system.

4. Conclusions

To use an MT as a measurement system in a process with traceability requires the improvement of its positioning accuracy and the determination of its measurement uncertainty. The measurement uncertainty of the MT will be equal or higher than the verification uncertainty.

Main uncertainty sources related to MT verification can be divided into four groups: the MT, measurement system, measurement strategy, and optimization strategy. Uncertainty from the MT and the measurement systems affected nominal and actual measured points. The remaining uncertainty sources did not cause physical consequences; however, they affected the resolution of mathematical errors. We have developed a new kinematic model where the influences of these sources of uncertainty were considered via the modelling of their behavior.

As the developed kinematic model had a non-linear behavior, GUM could not be implemented. Instead, the Monte Carlo method was used to estimate verification uncertainty. The measurement noise from LT was modelled as a normal probability distribution; however, simulated tests demonstrated that its influence on the verification points may not be properly described by any of the presented PDFs used to model the real distribution of maximum errors. A suitable LT location along the MT workspace would provide an average maximum error reduction of approximately 30%.

With the LT at this suitable area, tests showed that the initial-error behavior cannot be modelled as a normal distribution, neither in distance nor in any of the directions of the axes of the machine. Nevertheless, there is a normal cloud of points around nominal positions, i.e., the noise measurements. For each test, different geometric approximation functions were employed with different residual errors. These had a normal behavior, which represented the uncertainty verification; it could be modelled as a normal distribution with $\bar{X} = 13.77 \mu\text{m}$ and $\sigma = 5.02 \mu\text{m}$. This means that with a confidence level of 95%, the uncertainty value would be lower than $23.81 \mu\text{m}$. In this manner, falsely accepted and false-rejection zones would be identified. However, in a few tests, certain verification points presented a maximum position error of approximately $50 \mu\text{m}$, which was similar to the maximum error introduced in the LT position tests. Although the error was smaller than $50 \mu\text{m}$ in most tests, accuracy greater than this value cannot be ensured.

Author Contributions: All authors contributed to the development of theoretical model, S.A. and J.S. conceived and designed the experiments; S.A. performed the experiments; S.A., P.P. J.A.A. analyzed the data; J.V. contributed reagents/materials/analysis tools; S.A. and P.P. wrote the paper. All authors contributed to the editing of the manuscript.

Funding: This work was supported by the Spanish Government (Ministry of Economy and Competitiveness) through the research project SIMULTI—Development of a high precision telescopic instrument based on SIMultaneous laser MULTIliteration for production systems verification, Scientific and Technical Research of Excellence Development National Program, and by the Aragon Government (Department of Industry and

Innovation) through the Research Activity Grant for research groups recognized by the Aragon Government (T56_17R Manufacturing Engineering and Advanced Metrology Group).

Conflicts of Interest: The authors declare no conflict of interest.

References

- Forbes, A.B. Measurement uncertainty and optimized conformance assessment. *Measurement* **2006**, *39*, 808–814. [\[CrossRef\]](#)
- Ahn, K.G.; Cho, D.W. An analysis of the volumetric error uncertainty of a three-axis machine tool by beta distribution. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* **2000**, *40*, 2235–2248. [\[CrossRef\]](#)
- Bringmann, B.; Knapp, W. Machine tool calibration: Geometric test uncertainty depends on machine tool performance. *Precis. Eng.* **2009**, *33*, 524–529. [\[CrossRef\]](#)
- Andolfatto, L.; Mayer, J.R.R.; Lavernhe, S. Adaptive Monte Carlo applied to uncertainty estimation in five axis machine tool link errors identification with thermal disturbance. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* **2011**, *51*, 618–627.
- Liu, Y.; Gao, D.; Lu, Y. Volumetric calibration in multi-space in large-volume machine based on measurement uncertainty analysis. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* **2015**, *76*, 1493–1503. [\[CrossRef\]](#)
- Holub, M.; Jankovych, R.; Andrs, O.; Kolibal, Z. Capability assessment of CNC machining centres as measuring devices. *Measurement* **2018**, *118*, 52–60.
- Slocum, A.H. *Precision Machine Design*; Prentice Hall: Upper Saddle River, NJ, USA, 1992; ISBN 0-13-690918-3.
- Duffie, N.A.; Yang, S.M.; Bollinger, J.G. Generation of parametric kinematic error-correction functions from volumetric error measurements. *CIRP Ann.* **1985**, *34*, 435–438. [\[CrossRef\]](#)
- Tian, W.; Gao, W.; Zhang, D.; Huang, T. A general approach for error modelling of machine tools. *Int. J. Mach. Tools Manuf.* **2014**, *79*, 17–23. [\[CrossRef\]](#)
- Rahman, M.M.; Mayer, J.R.R. Five axis machine tool volumetric error prediction through an indirect estimation of intra- and inter-axis error parameters by probing facets on a scale enriched uncalibrated indigenous artefact. *Precis. Eng.* **2015**, *40*, 94–105. [\[CrossRef\]](#)
- Khan, A.W.; Chen, W. A methodology for systematic geometric error compensation in five-axis machine tools. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* **2011**, *53*, 615–628. [\[CrossRef\]](#)
- Aguado, S.; Santolaria, J.; Samper, D.; Aguilar, J.J. Protocol for machine tool volumetric verification using commercial laser tracker. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* **2014**, *75*, 1–4. [\[CrossRef\]](#)
- Pérez, P.; Aguado, S.; Albajez, J.A.; Santolaria, J. Influence of laser tracker noise on the uncertainty of machine tool volumetric verification using the Monte Carlo method. *Measurement* **2019**, *133*, 81–90. [\[CrossRef\]](#)
- ISO/TR 230-9:2005—Test Code for Machine Tools—Part 9: Estimation of Measurement Uncertainty for Machine Tool Tests According to Series ISO 230, Basic Equations; ISO: Geneva, Switzerland, 2005.
- Blaser, P.; Pavliček, F.; Mori, K.; Mayr, J.; Weikert, S.; Wegener, K. Adaptive learning control for thermal error compensation of 5-axis machine tools. *J. Manuf. Syst.* **2017**, *44*, 302–309. [\[CrossRef\]](#)
- Mian, N.S.; Fletcher, S.; Longstaff, A.P.; Myers, A. Efficient estimation by FEA of machine tool distortion due to environmental temperature perturbations. *Precis. Eng.* **2013**, *37*, 372–379. [\[CrossRef\]](#)
- Liu, Y.; Lu, Y.; Gao, D.; Hao, Z. Thermally induced volumetric error modelling based on thermal drift and its compensation in Z-axis. *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* **2013**, *69*, 2735–2745. [\[CrossRef\]](#)
- Pérez Muñoz, P.; Albajez García, J.A.; Santolaria Mazo, J. Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements. *J. Manuf. Syst.* **2016**, *41*, 277–286. [\[CrossRef\]](#)
- Ouyang, J.; Liu, W.; Qu, X.; Yan, Y. The effect of beam incident angles on cube corner retro-reflector measuring accuracy. In *Optical Design and Testing III*; SPIE: Bellingham, WA, USA, 2007; Volume 6834, pp. 1–9.
- Gallagher, B.B. Optical Shop Applications for Laser Tracker Metrology Systems. Available online: www.loft.optics.arizona.edu/documents/journal_articles/2003_Ben_Gallagher.pdf (accessed on 26 June 2019).
- Ouyang, J.; Liu, W.; Qu, X.; Yan, Y. The effect of beam incident angles on cube corner retro-reflector measuring accuracy. In *Proceedings of the Photonics Asia 2007, Optical Design and Testing III*, Beijing, China, 11–15 November 2007; pp. 1–9.
- Muralikrishnan, B.; Sawyer, D.; Blackburn, C.; Phillips, S.; Borchardt, B.; Estler, W.T. ASME B.89.4.19 Performance evaluation tests and geometric misalignments in laser trackers. *J. Res. Natl. Inst. Stand. Technol.* **2009**, *114*, 21–35. [\[CrossRef\]](#) [\[PubMed\]](#)

23. ISO 10360-10:2016—*Geometrical Product Specifications (GPS)—Acceptance and Reverification Test for Coordinate Measuring Systems (CMS)—Part 10: Laser Trackers for Measuring Point-to-Point Distances*; ISO: Geneva, Switzerland, 2016.
24. ISO/IEC Guide 98-3:2008—*Uncertainty of Measurement—Part 3: Guide to the Expression of Uncertainty in Measurement (GUM:1995)*; ISO: Geneva, Switzerland, 2008.
25. Aguado, S.; Santolaria, J.; Samper, D.; Velazquez, J.; Aguilar, J.J. Empirical analysis of the efficient use of geometric error identification in a machine tool by tracking measurement techniques. *Meas. Sci. Technol.* **2016**, *27*, 035002. [[CrossRef](#)]
26. Knapp, W. Measurement Uncertainty and Machine Tool Testing. *CIRP Ann.* **2002**, *51*, 459–462. [[CrossRef](#)]



© 2019 by the authors. Licensee MDPI, Basel, Switzerland. This article is an open access article distributed under the terms and conditions of the Creative Commons Attribution (CC BY) license (<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>).

Lateral error compensation for stitching-free measurement with focus variation microscopy

Pablo Pérez¹ , Wahyudin P Syam², José Antonio Albajes¹, Jorge Santolaria¹ and Richard Leach²

¹ Manufacturing Engineering and Advanced Metrology Group, University of Zaragoza, Zaragoza, Spain

² Manufacturing Metrology Team, Faculty of Engineering, University of Nottingham, Nottingham, United Kingdom

E-mail: pperezm@unizar.es

Received 2 October 2018, revised 8 January 2019

Accepted for publication 5 February 2019

Published 16 April 2019



Abstract

This paper proposes a practical methodology to quantify and compensate lateral errors for focus variation microscopy measurements without stitching. The main advantages of this new methodology are its fast and simple implementation using any uncalibrated artefact. The methodology is applied by performing measurements with multiple image fields with and without stitching on an uncalibrated artefact and using the stitched measurements as reference. To quantify the lateral errors, the determination of their geometrical components is carried out through kinematic modelling. With the quantified errors, compensation can be applied for lateral measurements without stitching. Over the entire 200 mm lateral range, the lateral errors without stitching and without compensation can reach up to 180 μm . With the proposed error compensation methodology, the lateral errors have been reduced to around 15 μm . The proposed methodology can be applied to any Cartesian-based optical measuring instrument.

Keywords: error compensation, focus variation microscopy, lateral motion stage, accuracy

(Some figures may appear in colour only in the online journal)

1. Introduction

1.1. Focus variation microscopy

Focus variation microscopy (FVM) has the capability to measure both the form and surface texture of a component. In contrast to the standard measuring mode which uses stitching of overlapping measurement areas to improve the lateral accuracy of measurements over large areas (larger than the field of view of objective lenses), measurements without stitching are less accurate on most FVM instruments [1]. FVM combined with a multi-axis motion stage provides the functionality of a coordinate measuring machine (CMM) and a surface

texture measuring instrument [2, 3]. Due to this combination, FVM is widely used for both form and surface texture measurements in industry, research and academic institutions [3–5]. To improve the lateral accuracy and precision of its measurement results, commonly available FVM often stitches multiple overlapping measurement areas to compensate its lateral stage error. The main drawback of this stitching technique is that measurements with multiple overlapping areas (image-field measurements) are time consuming and limited by the capacity of the host computer memory to process a large number of raw datasets (a stack of images). Using unstitched image fields is not a typical measuring mode of the instrument; nevertheless, in many cases, dimensional and geometrical measurements require measurement of two or more features that are spatially separated over a wide area. Hence, measurements with multiple areas are not applicable in this case; however, measurements without the overlapping area



Original content from this work may be used under the terms of the [Creative Commons Attribution 3.0 licence](https://creativecommons.org/licenses/by/3.0/). Any further distribution of this work must maintain attribution to the author(s) and the title of the work, journal citation and DOI.

may cause the lateral errors to significantly affect the measurement results. It is worth noting that a new FVM instrument that allows high-accuracy measurements over large areas without stitching and without any lateral error compensations has been recently reported elsewhere [6].

In this work, a practical methodology to compensate the lateral stage error of FVM using an uncalibrated artefact is presented and is applicable to commonly available FVM instruments. The developed methodology can be generalised to any Cartesian-based CMM. The objective of this method is to be able to measure features without overlapping areas (multiple image-field measurements) and to compensate the lateral stage error to improve the accuracy of the measurement. The proposed methodology requires the measurement of an uncalibrated artefact with and without overlapping areas (the multiple image-field method) and quantifies the lateral errors. The concept of the method is to measure the artefact in a number of carefully chosen positions and from the measurement results separate the lateral errors and the artefact errors [7–9].

The FVM instrument used is an Alicona G5 Infinite Focus (figure 1) based at the University of Nottingham. All measurements in this study were carried out by using $5\times$ and $10\times$ magnification objective lenses. The total measuring volume of the FVM instrument was $(200 \times 200 \times 100)$ mm.

In the following section, an analysis of the effect of overlapping area measurements on the errors is presented. In section 2, a kinematic model of FVM and a procedure to estimate the lateral errors using a proposed uncalibrated artefact are presented. Section 3 contains the results of the accuracy improvement of measurements applying the proposed lateral error compensation method. Finally, section 4 presents conclusions and future work.

1.2. Effect of different stitching strategies on lateral stage errors

FVM captures high-resolution images to construct a 3D surface model but is limited by a relatively small field of view, (2.8×2.8) mm for the $5\times$ objective and (1.4×1.4) mm for the $10\times$ objective, compared to the size of measured surfaces. Therefore, motorised stages that move a sample being measured are used to tile-scan the entire surface area. The acquired data are combined into one final output dataset by a process referred to as stitching. If the data are properly stitched, the FVM system numerically compensates the lateral error of the stage. However, without stitching the lateral errors significantly reduce the accuracy of lateral measurements. To solve this problem, the lateral errors should be quantified and compensated. For a better understanding of the stitching process, a calibrated artefact (figure 2) has been measured with a $10\times$ magnification objective lens.

The artefact is a stainless steel block with overall dimensions of $(28 \times 28 \times 5)$ mm, whose upper surface has a grid of calottes (semi-spherical holes 0.5 mm in diameter) distributed as a 6×6 grid array with a nominal separation of 4 mm between the centres of two consecutive calottes (see [1] for the detailed geometry of the artefact). This calibrated

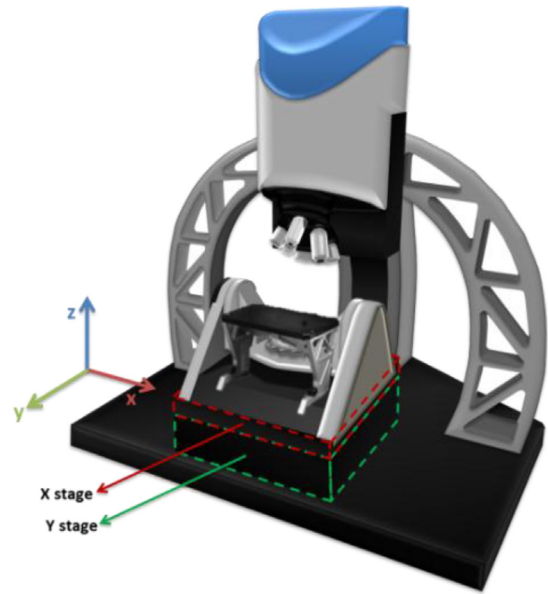


Figure 1. Focus variation microscope.

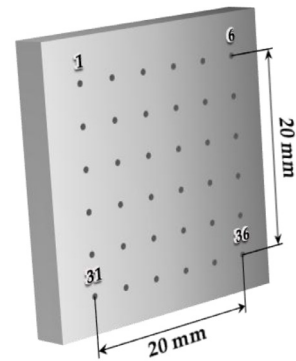


Figure 2. Artefact used for the stitching strategies.

artefact has been previously used for lateral scale calibration for FVM [1].

The holes are numbered starting from left to right and from up to down, therefore the four corners are numbered 1, 6, 31 and 36, as shown in figure 2. For the measurements, row 1–6 is aligned with the x -axis and column 1–31 is aligned with the y -axis. When a measurement is carried out, the first step is to determine the size of the image field that covers a measurement area by selecting an initial and final position of the measurement process. After the preview before capturing raw data, the measuring software shows the whole image field and allows the user to select which image tiles should be avoided during the measurement. This option is used to create discontinuities in the measurement to highlight the specific functionality under investigation. Figure 3 shows the six different stitching strategies used to study the lateral error.

Case (a) is a fully stitched image field and will be used as a reference. Case (b) only has information about the two calottes studied: 1 and 6 for the x -axis (table 1), 1 and 31 for the y -axis (table 2). Cases (c)–(e) are image fields with only one image tile missing, but in different positions, at the beginning, at the centre and at the end respectively. Finally, case (f) alternates one image tile with one missing

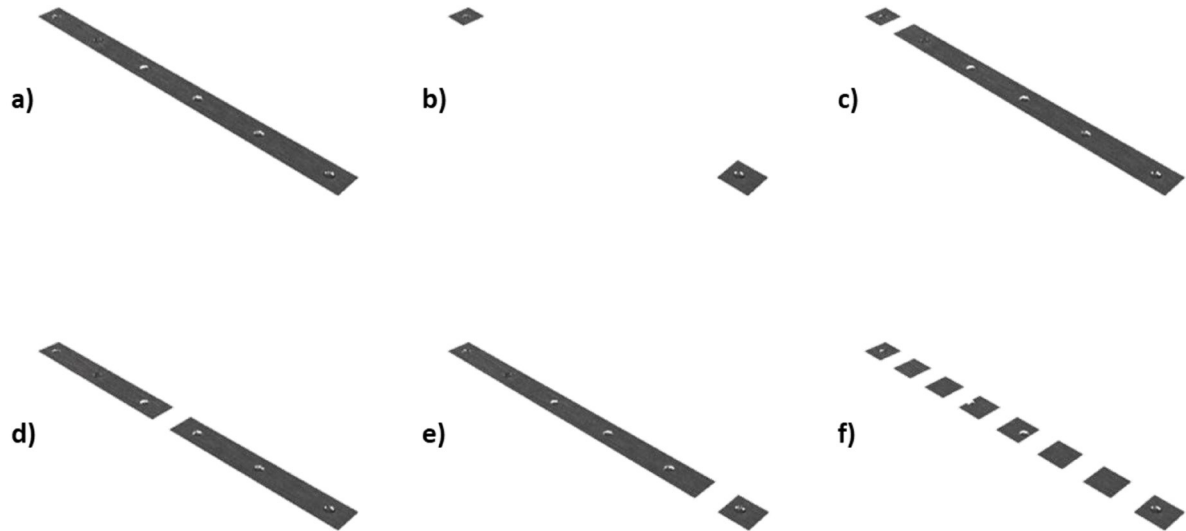


Figure 3. Stitching configurations studied.

Table 1. Distance between calotte 1 and 6 for the six stitching strategies (see figure 2).

Case	Calotte	x/mm	y/mm	z/mm	distance/mm	difference with (a)/ μm
(a)	1	-154.5487	-115.4767	-50.3624	20.0079	—
	6	-134.5409	-115.4371	-50.4457		
(b)	1	-154.5487	-115.4768	-50.3604	19.9933	-14.6
	6	-134.5554	-115.4439	-50.4560		
(c)	1	-154.5485	-115.4765	-50.3599	20.0063	-1.5
	6	-134.5422	-115.4387	-50.4483		
(d)	1	-154.5484	-115.4769	-50.3609	19.9989	-8.9
	6	-134.5494	-115.4415	-50.4530		
(e)	1	-154.5485	-115.4774	-50.3598	19.9930	-14.8
	6	-134.5555	-115.4439	-50.4570		
(f)	1	-154.5483	-115.4775	-50.3620	19.9929	-15.0
	6	-134.5554	-115.4445	-50.4585		

Table 2. Distance between calotte 1 and 31 for the six stitching configurations (see figure 2).

Case	Calotte	x/mm	y/mm	z/mm	distance/mm	difference with (a)/ μm
(a)	1	-154.5483	-115.4775	-50.3610	20.0047	—
	31	-154.5028	-135.4822	-50.4844		
(b)	1	-154.5478	-115.4771	-50.3594	20.0026	-2.2
	31	-154.5105	-135.4796	-50.4906		
(c)	1	-154.5479	-115.4774	-50.3600	20.0049	0.2
	31	-154.5043	-135.4823	-50.4858		
(d)	1	-154.5482	-115.4775	-50.3608	20.0032	-1.5
	31	-154.5078	-135.4807	-50.4882		
(e)	1	-154.5481	-115.4775	-50.3610	20.0020	-2.7
	31	-154.5101	-135.4795	-50.4907		
(f)	1	-154.5475	-115.4775	-50.3599	20.0016	-3.1
	31	-154.5101	-135.4791	-50.4919		

tile. In table 1, the coordinates of the centre of holes 1 and 6 (along the x -axis) are shown for the different stitching configurations. The distances between those two calottes can be compared with case (a), where the stitching was carried out for the entire surface area. The maximum differences with

the reference measurement (case (a)) are cases (b), (e) and (f) with differences of $-14.6 \mu\text{m}$, $-14.8 \mu\text{m}$ and $-15 \mu\text{m}$ respectively. These three cases have in common that they have missed the area tile that is adjacent to calotte 6. It is also relevant that in cases (c)–(e), which have only missed

one area tile, the position of the missed image tile determines the magnitude of the error. When the image tile missed is near to the first calotte measured, the error is smaller ($-1.5 \mu\text{m}$). In the centre position, the error is slightly higher ($-8.9 \mu\text{m}$) and, finally, when it is furthest from the first position measured, the error is higher ($-14.8 \mu\text{m}$). These measurement results suggest that the FVM system takes information about its position from the encoders for the first data tile; for the next data tiles the FVM system calculates its position using the stitching software and does not take into account the information from the encoders. When the system cannot stitch a data tile, to locate this tile the system again takes information from the encoders, but this position will be affected by the errors from the xy -stage.

Without moving the artefact, the same experiment has been carried out with the y -axis. In this case, the calottes measured are numbers 1 and 31. The results are shown in table 2.

Once again, cases (b), (e) and (f) have the biggest difference with respect to the reference case. Case (c) is the closest to (a) and case (d) has around one half of the error present in cases (b), (e) and (f). Therefore, the behaviour of the stitching is similar to that seen in the experiment carried out in the x -axis; the principal difference is the magnitude of the maximum error, for the x -axis this is around five times larger than for the y -axis. This is probably due to the propagation of errors, as the x -axis is mounted directly above the y -axis.

2. Methodology

The methodology to quantify and compensate the lateral errors of the xy -stage is as follows. Firstly, the kinematic model of the FVM is determined. In the kinematic model, all errors related to the lateral stage of the FVM system are considered, both translational and rotational. These errors represent all the geometrical components of error that can affect the result of a lateral measurement. Once the kinematic model has been defined, an uncalibrated artefact is measured. The artefact is a metal block consisting of calotte features (see section 2.2). The artefact is measured with the $5\times$ objective lens twice: with stitching and, in the same position, without stitching. The measurements with stitching are the reference data used to deduce the kinematic errors. The stitching measurement can be used as a reference since it has been shown to improve the lateral accuracy [1]. Hence, the limitation of the compensation is dependent on the accuracy of the stitching. From the measurements, the centre locations of all the calottes are determined by fitting a nominal sphere to the measured calottes. These centre locations are used in the kinematic model to determine the value of each error component by an optimisation procedure to solve an over-constrained system of linear equations [10].

2.1. Kinematic model

The proposed kinematic model for the xy -stage of the FVM is represented with the following equation:

$$\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{P}} = \overline{\mathbf{R}}_{\mathbf{X}}^{-1} \left[\overline{\mathbf{R}}_{\mathbf{Y}}^{-1} \cdot [\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{L}} - \overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{Y}}] - \overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{X}} \right] \quad (1)$$

Table 3. Error parameters and model notation.

Error	Description	model
xWy	Perpendicularity error between x and y axes	xWy
xWz	Perpendicularity error between x and z axes	xWz
yWz	Perpendicularity error between y and z axes	yWz
xTx	Positional error of x axis	$xTx_1 \cdot x + xTx_0$
xTy	X -axis straightness error in y -axis direction	$xTy_1 \cdot x + xTy_0$
xTz	X -axis straightness error in z -axis direction	$xTz_1 \cdot x + xTz_0$
yTx	Y -axis straightness error in x -axis direction	$yTx_1 \cdot y + yTx_0$
yTy	Positional error of y axis	$yTy_1 \cdot y + yTy_0$
yTz	Y -axis straightness error in z -axis direction	$yTz_1 \cdot y + yTz_0$
xRx	Roll of x axis	$xRx_1 \cdot x + xRx_0$
xRy	Pitch of x axis	$xRy_1 \cdot x + xRy_0$
xRz	Yaw of x axis	$xRz_1 \cdot x + xRz_0$
yRx	Roll of y axis	$yRx_1 \cdot y + yRx_0$
yRy	Pitch of y axis	$yRy_1 \cdot y + yRy_0$
yRz	Yaw of y axis	$yRz_1 \cdot y + yRz_0$

where $\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{P}}$ are the coordinates of a three-dimensional (3D) point without stage errors (from results of stitching), $\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{L}}$ contains the z -coordinate (height) of the measured points, and $\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{X}}$ and $\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{Y}}$ are vectors representing the translational errors of the x and y axes. $\overline{\mathbf{R}}_{\mathbf{X}}$ and $\overline{\mathbf{R}}_{\mathbf{Y}}$ are matrices representing rotational errors, thus

$$\mathbf{R}_{\mathbf{k}} = \begin{pmatrix} 1 & -kRz & kRy \\ kRz & 1 & -kRx \\ -kRy & kRx & 1 \end{pmatrix}, \quad (2)$$

where $k = \{x, y\}$, and

$$\mathbf{T}_{\mathbf{X}} = \begin{pmatrix} -x + xTx \\ xTy - x \cdot xWy \\ xTz - x \cdot xWz \end{pmatrix}, \quad (3)$$

$$\mathbf{T}_{\mathbf{Y}} = \begin{pmatrix} yTx \\ -y + yTy \\ yTz - y \cdot yWz \end{pmatrix}, \quad (4)$$

$$\mathbf{T}_{\mathbf{L}} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ z \end{pmatrix}. \quad (5)$$

The notation used for the geometric errors is taken from VDI 2617-3 [11]. Table 3 shows the different components of error with a description and how they have been modelled.

The perpendicularity errors (xWy , xWz and yWz) have been modelled as a constant value, as they represent the perpendicularity error of two axes (angles with unit of radians) and, therefore, are independent of the position. However, the rotational errors (xRx , xRy , xRz , yRx , yRy and yRz) and the

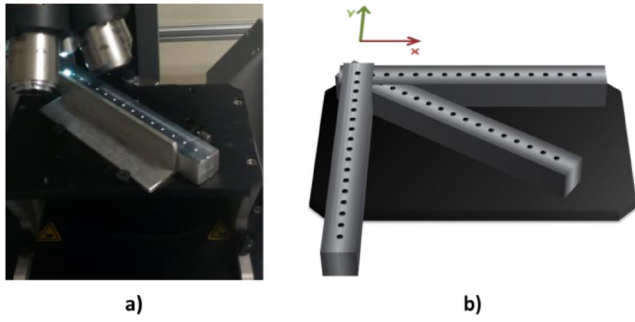


Figure 4. The uncalibrated artefact used for the error compensation methodology.

translational errors (xTx , xTy , xTz , yTx , yTy and yTz) have been modelled as first-order polynomials, as they are dependent on position (see section 3 for a more detailed explanation). Therefore, the system has 27 unknown variables. Only lateral errors are considered, z -axis errors have been neglected because in the measurements the z -axis movement is limited to less than a millimetre.

With the kinematic model and the measurements of the artefact, with and without stitching, we can estimate the kinematic and geometrical errors of the lateral stage and use the quantified errors to numerically compensate a measurement in the lateral direction.

2.2. Artefact

The uncalibrated artefact used for the lateral error quantification and compensation (figure 4) is a rectangular aluminium block with dimensions of $(180 \times 18 \times 18)$ mm. On its upper surface it has 17 calottes of 2 mm diameter, having a 10 mm distance between two consecutive centres. The holes are manufactured by a milling process with a ball-nose tool. With the uncalibrated artefact and the proposed procedure, a lateral measurement can be compensated with a small number of measurements to characterise the lateral stage errors for the compensation, so that the procedure is easy to implement and practical for industry. Note that the lateral scale of the FVM must have been calibrated prior to the procedure presented here [12].

The methodology is implemented by measuring the artefact in different positions twice: with and without stitching. Three positions are chosen to introduce coordinates in to the kinematic model to estimate the error components: (1) aligned with the x -axis, (2) aligned with the y -axis and (3) at a random angle position of the xy -stage, as shown in figure 4(b). The method is independent of the positions chosen because it compares each point with itself, with and without stitching. For the three measurements, the first centre hole is located at the same physical position. The coordinates of the measurement, used as the reference for the lateral errors with stitching, are introduced in to the kinematic model as the $\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{P}}$ vector, while the coordinates without stitching are introduced in to the kinematic model as the x , y and z coordinates inside the vectors $\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{X}}$, $\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{Y}}$ and $(\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{L}})$. With the kinematic model, and

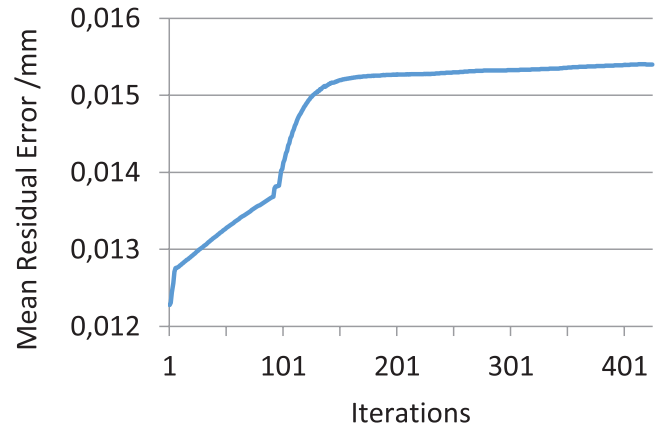


Figure 5. Residual error as the function of the number of iterations.

several measurements with and without stitching, an over-constrained system of equations can be obtained and solved to estimate the lateral stage error. With the estimated errors, compensation can be applied to lateral measurement without stitching to improve the measurement accuracy. In the case presented in this paper, to estimate the error components we have used the coordinates of 45 hole centres measured from the artefact in the three directions: x -axis, y -axis and in the diagonal.

For the purpose of verification of the proposed methodology, additional measurements of the artefact are taken at other positions, also aligned with the axes, and in diagonal orientations. A total of 162 3D centre coordinates were measured with and without stitching for the entire range of the xy -stage. These measurements will be used to verify that the error compensation can be applied for the entire xy -range.

3. Results

The kinematic model is presented as a system of equations with 27 unknown variables (see equation (1) and table 3), which are the rotational and translational errors. To estimate the values of the unknown variables, we are using information from the three coordinates of the 45 centre locations measured. The Levenberg–Marquardt (LM) algorithm has been used for optimisation of this non-linear system of equations [13], where the objective function is the Euclidean error. The parameter minimised is the residual error, which is defined as the difference between the coordinates without stitching (x , y , z coordinates of the vectors $\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{X}}$, $\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{Y}}$, and $\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{L}}$) passed through the kinematic model, and the coordinates with stitching ($\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{P}}$):

$$\text{Point Error} = \overline{\mathbf{R}}_{\mathbf{X}}^{-1} \left[\overline{\mathbf{R}}_{\mathbf{Y}}^{-1} [\overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{L}} - \overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{Y}}] - \overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{X}} \right] - \overline{\mathbf{T}}_{\mathbf{P}}. \quad (6)$$

Even though the system is over-constrained, the function is non-linear with many local optimum solutions. The iterative LM algorithm to solve the optimisation requires a good initial solution so that the results converge to an optimum solution [13]. In our objective function (equation (6)) there are some parameters interfering with others (while one parameter

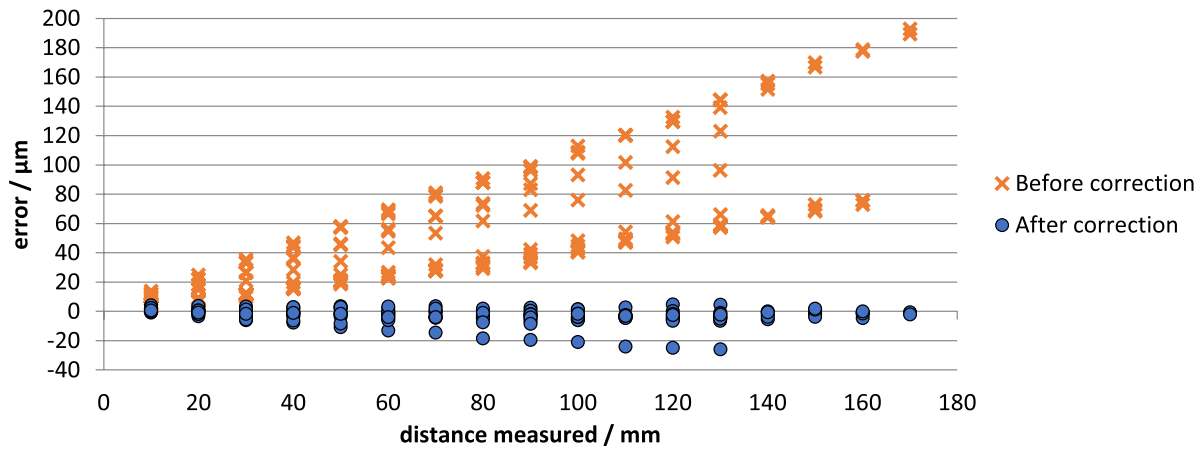


Figure 6. Distance measurement errors before and after the correction with the parameters obtained with one iteration.

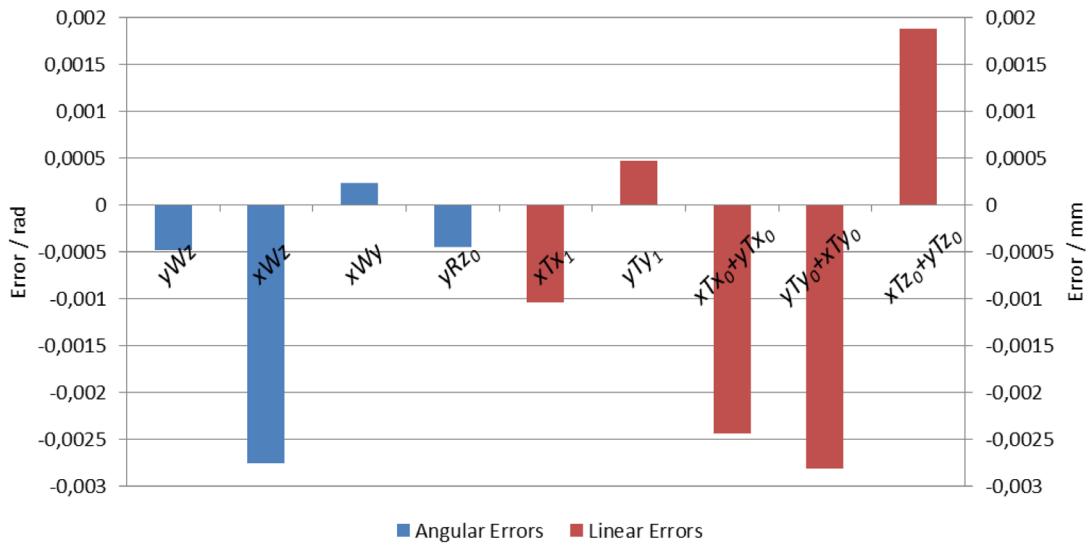


Figure 7. Geometrical errors estimated for 5 \times magnification objective lens.

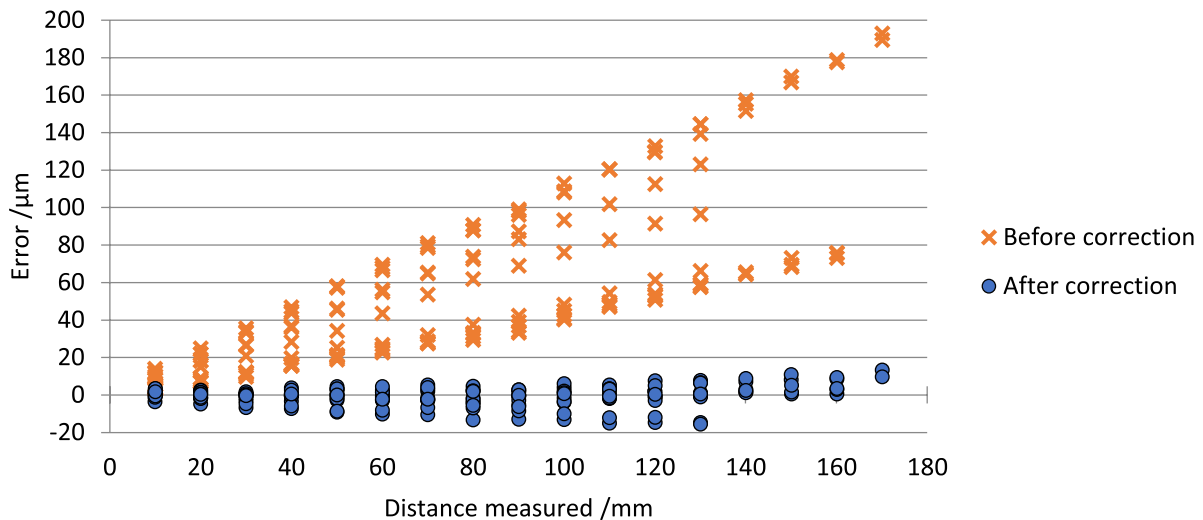


Figure 8. Distance measurement errors before and after the correction with the ten parameters of kinematic model.

grows, another decreases to compensate its effect), this way the optimal solution cannot be found and the solution is determined by the maximum number of iterations allowed by the optimization stopping criteria (figure 5).

Setting this value in one iteration, the 27 parameters of the geometric errors can be calculated and a correction can be performed. Figure 6 shows the initial error when measuring distances between centres, and the residual error after

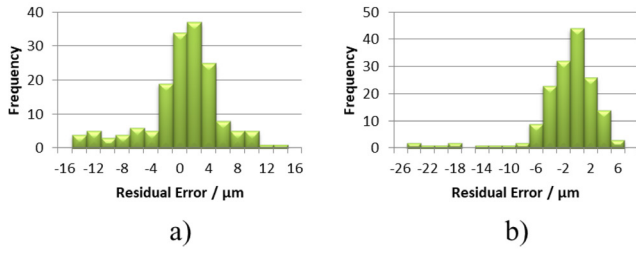


Figure 9. Histogram of the error in distance measurements: (a) nine parameters, (b) 27 parameters.

applying the correction. The error components have been obtained after optimising the non-linear function with a total number of 45 equations. To verify that the correction is giving optimum results in the whole work space, the correction has been applied to the measurements over 162 calottes in different positions. It can be seen that the correction obtained is optimum for most of the points (with residual errors between $+5 \mu\text{m}$ and $-8 \mu\text{m}$), although there is a case which has some points only partially compensated and its residual error reaches the value of $-25 \mu\text{m}$. This is due to the interference among some parameters. To find which parameters are interfering, we develop the equations of the kinematic model (equations (7)–(9)):

$$\begin{aligned} X_P = & x - xTx - yTx + xRy \cdot [xTz + yTz - z + yRx \cdot (y + yTy) \\ & - x \cdot xWz - y \cdot yWz + yRy \cdot yTx] + yRz \cdot (y + yTy) \\ & + xRz \cdot [y - xTy + yTy + x \cdot xWy + yRz \cdot yTx \\ & + yRx \cdot (z - yTz + y \cdot yWz)] - yRy \cdot (z - yTz + y \cdot yWz), \end{aligned} \quad (7)$$

$$\begin{aligned} Y_P = & y - xTy + yTy + xRz \cdot [xTx - x + yTx \\ & - yRz \cdot (y + yTy) + yRy \cdot (z - yTz + y \cdot yWz)] \\ & - xRx \cdot [xTz + yTz - z + yRx \cdot (y + yTy) - x \cdot xWz \\ & - y \cdot yWz + yRy \cdot yTx] + x \cdot xWy + yRz \cdot yTx \\ & + yRx \cdot (z - yTz + y \cdot yWz), \end{aligned} \quad (8)$$

$$\begin{aligned} Z_P = & z - yTz - xTz - xRy \cdot [xTx - x + yTx - yRz \cdot (y + yTy) \\ & + yRy \cdot (z - yTz + y \cdot yWz)] - yRx \cdot (y + yTy) \\ & + x \cdot xWz + y \cdot yWz - yRy \cdot yTx - xRx \cdot [y - xTy \\ & + yTy + x \cdot xWy + yRz \cdot yTx + yRx \cdot (z - yTz + y \cdot yWz)]. \end{aligned} \quad (9)$$

Neglecting the coupled parameters, we obtain the following:

$$X_P = x - xTx - yTx - xRy \cdot z + yRz \cdot y + xRz \cdot y - yRy \cdot z, \quad (10)$$

$$Y_P = y - xTy + yTy - xRz \cdot x + xRx \cdot z + x \cdot xWy + yRx \cdot z, \quad (11)$$

$$\begin{aligned} Z_P = & z - yTz - xTz + xRy \cdot x - yRx \cdot y \\ & + x \cdot xWz + y \cdot yWz - xRx \cdot y. \end{aligned} \quad (12)$$

The simplified model becomes

$$\begin{bmatrix} X_P \\ Y_P \\ Z_P \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} xTx + yTx \\ xTy - yTy \\ yTz + xTz \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & yRz + xRz & -xRy - yRy \\ -xRz + xWy & 0 & xRx + yRx \\ xRy + xWz & -yRx - xRx + yWz & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix}. \quad (13)$$

As we are measuring with a z -coordinate as approximately constant, we cannot obtain accurate information about the parameters that are coupled to the z -coordinate: xRy , yRy , xRx and yRx . Moreover, some of those parameters interfere with other parameters in the model, for example, yRx and xRx interfere with yWz , or xRy interferes with xWz . Therefore, xRy , yRy , xRx and yRx have been neglected. The parameter xRz interferes with the perpendicularity xWy and the rotational error yRz . This information can be used to simplify some polynomials of the parameter used in the model in equation (13), thus

$$\begin{bmatrix} X_P \\ Y_P \\ Z_P \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} xTx + yTx \\ -xTy + yTy \\ yTz + xTz \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & yRz & 0 \\ xWy & 0 & 0 \\ xWz & yWz & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix}. \quad (14)$$

The parameters xTz_0 and yTz_0 may be treated as one combined parameter ($xTz_0 + yTz_0$). The parameters yWz , xWz , xWy , yRz , xTy , yTx , xTz and yTz have been modelled as zero-order polynomials (constant terms); xTx and yTy have been modelled as linear polynomials and their constant terms xTx_0 and yTy_0 have been combined with the parameters yTx_0 and xTy_0 respectively:

$$\begin{bmatrix} X_P \\ Y_P \\ Z_P \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} xTx_0 + yTx_0 \\ yTy_0 + xTy_0 \\ yTz_0 + xTz_0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} (1 - xTx_1) & yRz_0 & 0 \\ xWy & (1 + yTy_1) & 0 \\ xWz & yWz & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix}. \quad (15)$$

These simplifications make the model more robust, reaching an optimum solution with only three iterations. Figure 7 shows the geometrical errors of the lateral stage of the FVM obtained from the proposed methodology. A total of nine rotational and translational errors of the lateral stage have been estimated.

With the estimation of the errors, it is possible to perform an error compensation of any lateral measurements, where the measurements are carried out without stitching. The parameters estimated are used in the original kinematic model (equation (1)) to calculate the corrected position of each centre. With the corrected positions, the distance measurement error can be calculated (figure 8).

A significant error reduction of the lateral measurements without stitching can be obtained with the proposed error compensation methodology and with the uncalibrated artefact. Figure 9(a) shows that the residual error obtained in distance measurement with the nine-parameter kinematic model is improved compared to the residual error in distance measurement obtained with the 27-parameter kinematic model (figure 9(b)). Though from a physical point of view all the errors are completely independent variables, from a mathematical point of view a problem with parameter redundancy arises: the higher the order of the polynomials used to model

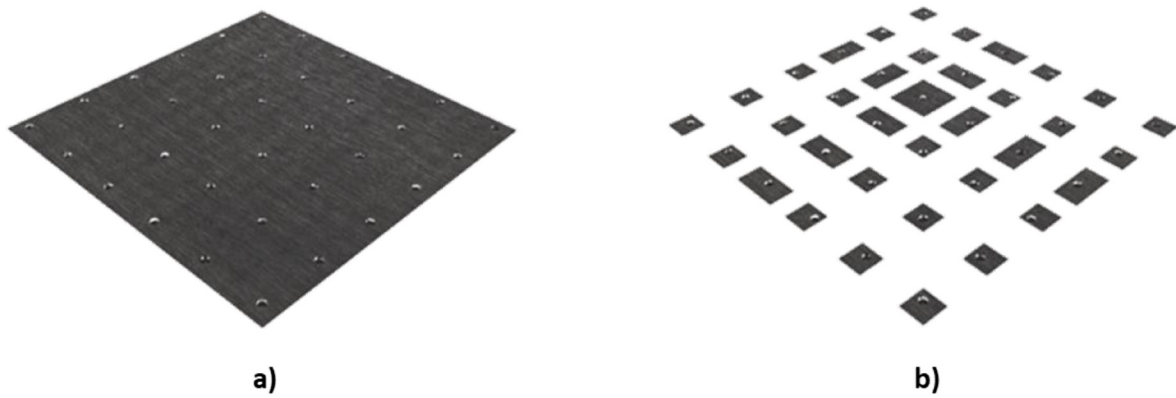


Figure 10. Measured areas: (a) measuring the calottes and the area in between the calottes, (b) measuring only the calottes.

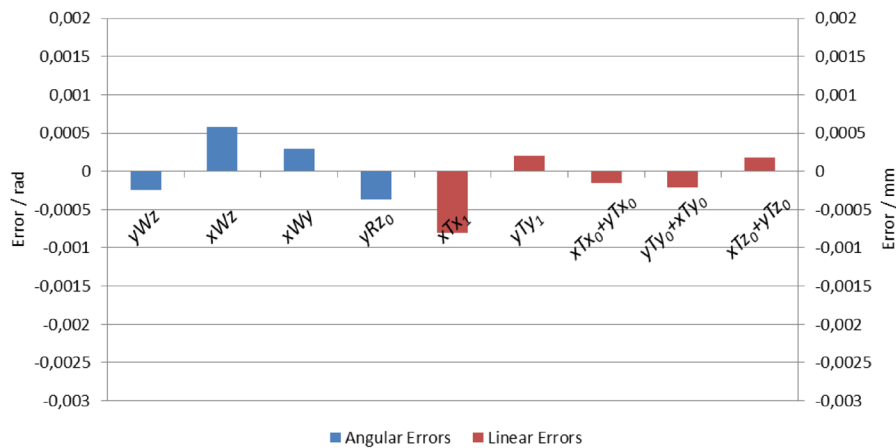


Figure 11. Geometrical errors estimated for 10 \times magnification objective lens.

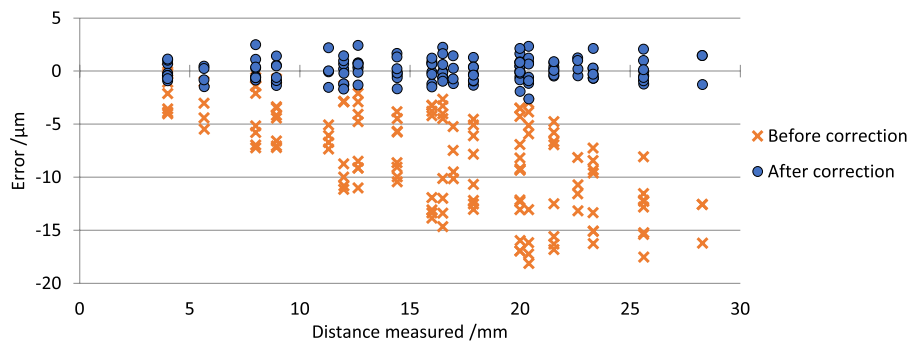


Figure 12. Errors before and after the correction on the calibrated stainless steel artefact.

the errors, the greater this redundancy, therefore the simplification is justified.

These results have been obtained for measurements with the 5 \times magnification objective lens. As these geometrical errors are due to manufacturing errors and misalignments, they may change when other magnification objective lenses are used. The same procedure has been used to estimate the errors for the 10 \times magnification objective lens. In this case, the artefact used in section 2 has been measured twice (figure 2), with and without stitching, as shown in figure 10.

Figure 11 shows the new estimation of the geometrical errors obtained with the 10 \times magnification objective lens.

The difference between the coordinates measured with and without stitching is considered as the initial error. The coordinates of the workpiece obtained on the measurement without stitching (figure 10(b)) are corrected by applying the kinematic model (equation (1)) and the estimated errors are obtained (figure 11).

Comparing the geometric errors between the 5 \times magnification objective and 10 \times magnification objective lenses (figures 7 and 11), it can be seen that xTx and yTy have similar values; these two components are the ones more related to the overlapping of image tiles. The translational components have smaller values for the 10 \times magnification objective than

those obtained for the $5\times$ magnification objective, but the signs and relationships between them are similar: xTy_0 and yTx_0 have negative values and magnitudes three times higher than $xTz_0 + yTz_0$, which has a positive value. The squareness errors yWz and xWz are different for both lenses but xWy has a similar value. This error may be because yWz and xWz are optical configuration related errors, so different lenses will have different perpendicularity errors and xWy will depend on the xy -stage so it does not change with different lenses. But it should also be taken into account that volumetric solutions do not have a real physical equivalence as they only provide optimum values for the joint set of all parameters.

In figure 12, the errors in distance measurements before and after applying the correction of the calibrated stainless steel artefact (figure 2) are represented. The initial error is defined as the difference between the coordinates measured with stitching (figure 10(a)) and the coordinates measured without stitching (figure 10(b)). The residual error is defined as the difference between the coordinates measured with stitching (figure 10(a)) and coordinates obtained after correcting the measurement without stitching (figure 10(b)), with the geometrical errors estimated (figure 11).

The lateral error of a measurement without stitching is reduced from an amplitude of 18 μm over measurements of 20 mm, to an amplitude of 2.5 μm over the whole space measured. Moreover, a considerable amount of computational time and data storage saving are gained with the non-stitching measurements. In the first case (measurement with stitching), the number of image tiles measured is 225 and in the second case it is 49.

4. Conclusions and future work

Generally, it is worth noting that measurement without image stitching is not the normal operating mode of commonly available FVM instruments. Moreover, typical measurements with the instrument are usually not over a large area of (180 \times 180) mm. Nevertheless, we have shown that it is possible to characterise the xy -stage of a FVM by performing two types of measurement (with stitching and without stitching) with an uncalibrated artefact. The methodology allows compensation of lateral errors of non-stitching measurements of different features on a surface. The corrections obtained can significantly reduce the error of lateral measurements. The lateral error of the uncompensated non-stitching measurements can reach values of 200 μm over a measurement length of 200 mm. Typically measurements are not performed over such large ranges ((200 \times 200) mm), and thus, the maximum errors are not representative for common FVM measurements. Nevertheless, after the compensation, the residual error is less than 15 μm . The correction allows measurement of relevant features independently of features in between them so that a considerable saving on computation and data storage can be obtained. Future work includes the manufacture of an artefact

with features at different z heights to extend the analysis to the z -axis so that 3D dimensional error compensation can be applied.

Acknowledgments

This work was supported by the funds of the Ministerio de Economía, Industria y Competitividad, EEBB-I-17-12430 scholarship that allowed the realisation of a research stay at the University of Nottingham and the Engineering and Physical Sciences Research Council (grant number EP/M008983/1).

ORCID iDs

Pablo Pérez  <https://orcid.org/0000-0002-1093-8233>

References

- [1] Alburayt A, Syam W P and Leach R K 2018 Lateral scale calibration for focus variation microscopy *Meas. Sci. Technol.* **29** 065012
- [2] ISO 25178-606 2015 *Geometrical Product Specification (GPS)—Surface Texture: Areal. Part 606: Nominal Characteristics of Noncontact (Focus Variation) Instruments* (International Organization for Standardization)
- [3] Leach R K 2011 *Optical Measurement of Surface Topography* (Berlin: Springer)
- [4] Moroni G, Syam W P and Petrò S 2017 Performance verification of a 4-axis focus variation co-ordinate measuring system *IEEE Trans. Instrum. Meas.* **66** 113–21
- [5] Danzl R, Helmi F and Scherer S 2011 Focus variation—a robust technology for high resolution optical 3D surface metrology *J. Mech. Eng.* **57** 245–56
- [6] Zangl K, Danzl R, Helml F and Prantl M Highly accurate optical μCMM for measurement of micro holes *Procedia CIRP* **75** 397–402
- [7] Balsamo A, Di Ciommo M, Mugno R and Sartori S 1996 Towards instrument oriented calibration of CMMs *CIRP Ann* **45** 479–82
- [8] Belforte G, Bona B, Canuto E, Donati F, Ferraris F, Gorini I, Morei S, Peisino M, Sartori S and Levi R 1987 Coordinate measuring machines and machine tools self-calibration and error correction *CIRP Ann* **36** 359–64
- [9] Sartori S and Zhang G X 1995 Geometric error measurement and compensation of machines *CIRP Ann* **44** 599–609
- [10] Seugling R 2018 System modelling ed R K Leach and S T Smith *Basics of Precision Engineering* (Boca Raton, FL: CRC Press)
- [11] VDI/VDE 2617-3 1989 *Accuracy of Coordinate Measuring machines: Characteristic Parameters and Their Checking Components of Measurement Deviation of the Machine* (Verein Deutscher Ingenieure)
- [12] Evans C J, Hocken R J and Estler W T 1996 Self-calibration: reversal, redundancy, error separation, and ‘absolute testing’ *CIRP Ann* **45** 617–34
- [13] Moroni G, Syam W P and Petro S 2014 Performance improvement for optimization of the non-linear geometric fitting problem in manufacturing metrology *Meas. Sci. Technol.* **25** 085008

METODOLOGÍA



5 METODOLOGÍA

En esta sección se van a presentar los equipos utilizados en el trascurso de la investigación y los trabajos en los que se apoyan los artículos.

Primero se ha estudiado el Laser Tracker ya que es una herramienta que se utiliza para verificar la máquina herramienta y va a ser usada para comprobar las posiciones del cabezal respecto a la mesa durante una medición con palpador. El palpador es el siguiente elemento analizado en esta sección, siendo la desviación de la punta el principal problema que nos encontramos y que corregimos antes de realizar las mediciones. En esta sección también se presentan los ensayos de medición de la placa y como se pueden calcular los errores de la máquina herramienta con estos datos. Finalmente se realiza un estudio del Alicona, una máquina de medición por variación focal con potencial para realizar una verificación de máquina herramienta si se logra instalar un sistema similar en el cabezal porta-herramientas.

5.1 Material y equipos utilizados

5.1.1 Máquina herramienta

Los ensayos que aparecen en esta tesis han sido realizados con una fresadora ANAYAK modelo VH1800 con un control numérico FAGOR 8025-MS perteneciente al servicio de mecánica de precisión de la Universidad de Zaragoza. El control numérico de esta máquina herramienta tiene la ventaja de que permite el acceso a los parámetros de compensación de errores.

La cadena cinemática de la máquina herramienta es XFYZ, lo que significa que la pieza se mueve solidariamente con el eje X mientras que la herramienta lo hace con los ejes Y y Z. El fresado, es por lo tanto un proceso de mecanizado en el que el husillo principal gira la herramienta mientras la pieza describe movimientos de traslación.



Figura 5.1. Máquina herramienta ANAYAK VH1800.

En el husillo, además de las herramientas para el arranque de viruta, puede colocarse un palpador para medición por contacto proporcionando así a la máquina herramienta la capacidad de medición de una máquina de medir por coordenadas.

5.1.2 Palpador

Las mediciones realizadas en esta tesis se han realizado con un palpador discreto *touch-trigger*. Estos palpadores se componen principalmente de tres elementos: el cuerpo del palpador, la aguja del palpador y la punta.

El cuerpo del palpador es la parte que contiene los órganos móviles y los sistemas de transducción. Está conectado de forma mecánica y electrónica a la máquina de medición. La aguja del palpador es un vástago rígido y ligero hecho de acero, fibra de carbono o cerámica cuyo extremo finaliza en la punta del palpador, que normalmente tiene forma de esfera y es la parte del palpador que tiene contacto con la pieza a medir. La punta puede estar hecha de varios materiales como rubí sintético, nitruro de silicio o circonita sintética.

El error de esfericidad de estas puntas será una componente de la incertidumbre de medida de la máquina herramienta. Las bolas de rubí se fabrican con varios niveles de precisión, definidos por su “grado” (cuanto más bajo es el grado, mejor es la bola). Las dos especificaciones de bola que más se utilizan son el grado 5 y el grado 10 cuyos valores de esfericidad son $0.13\ \mu\text{m}$ y $0.25\ \mu\text{m}$ respectivamente.



Figura 5.2. Palpador de contacto.

Es conveniente que el palpador sea tan corto y rígido como sea posible. La razón de que un palpador largo no se utilice en todas las aplicaciones es que hay una disminución de la precisión que aumenta cuanto mayor es la flexión del palpador. Esta flexión permite que la sonda se mueva una pequeña distancia con respecto a la pieza después de que se produzca el contacto físico y antes de que se produzca el disparo. Es difícil calcular el efecto de esto sobre la incertidumbre de medida sin llevar a cabo pruebas empíricas.

Además la fuerza necesaria para disparar la sonda es variable en las diferentes direcciones. La mayoría de las sondas no se disparan en el momento en que se produce el contacto entre el palpador y la pieza, sino que necesitan que se produzca una fuerza que venza la carga del muelle que está dentro del mecanismo del sensor.

Cuando el palpador de la sonda toca una superficie, una vez superada la fuerza de disparo, se transmite una señal al control CNC de la máquina, quedando automáticamente registrada la posición de palpado de los ejes.

La orden de control numérico que se emplea para el palpado es *G75*, con la cual la máquina se moverá hasta la posición indicada o hasta recibir la señal de contacto con la pieza. Durante el movimiento de palpación no es posible variar la velocidad de avance con el conmutador, por lo

que una medida de seguridad importante previa al palpado es establecer una velocidad de avance segura para el palpado.

5.1.3 Laser Tracker

El Laser Tracker es un sistema portátil de medición que reporta coordenadas 3D en un sistema de coordenadas esférico. Los Laser Tracker poseen una gran precisión y tienen un alto rango de medición, por lo que se convierten en una herramienta de gran utilidad para la verificación de una máquina herramienta.



Figura 5.3. Laser Tracker.

En 1987 el científico del NIST Kam Lau desarrolló el primer sistema de interferómetro láser combinado con un sistema con servo motor que permitía al láser realizar el seguimiento de un objetivo móvil y medir tanto la distancia como el ángulo del objetivo.

Este sistema de medición tridimensional se ha vuelto esencial para las mediciones de precisión a gran escala en especial en los procesos de fabricación del sector aeroespacial, donde prácticamente han reemplazado las técnicas tradicionales de medición y ensamblaje. Los Laser Tracker también son ampliamente utilizados en los sectores de automoción, naval, robótica, industria pesada, en el sector energético y con las máquinas herramienta.

En la Universidad de Zaragoza se disponen de dos modelos de Laser Tracker, un API Tracker3 LTS-3000 y un Leica Geosystems LTD600. Las características principales de ambos modelos se muestran en la siguiente tabla:

Tabla 5.1. Características principales de los sistemas láser utilizados en la tesis

	API Tracker3	Leica LTD600
Rango de medición	30 m	40 m
Rango Horizontal	$\pm 320^\circ$	$\pm 235^\circ$
Rango Vertical	$77^\circ / -60^\circ$	$\pm 45^\circ$
IFM	Sí	Sí
ADM	Sí	No
Precisión angular	0.07 arc sec	0.14 arc sec
Precisión absoluta	$\pm 5 \mu\text{m/m}$	$10 \mu\text{m} \pm 0.5 \mu\text{m/m}$

El principio básico de funcionamiento de los Laser Tracker es el de interferometría láser. La fuente emite un rayo láser que atraviesa un divisor de rayo polarizado que divide al rayo por dos caminos. Mientras una parte del rayo atraviesa el divisor de rayo polarizado y es dirigido al retrorreflector mediante el espejo de seguimiento, la otra parte del rayo llega al interferómetro. Parte del rayo que vuelve del retrorreflector es dirigida por el divisor de rayo hacia un detector óptico de posición de dos dimensiones que detecta los desplazamientos laterales del retrorreflector. El error resultante es usado por la unidad de control del motor para reconducir el espejo de seguimiento de modo que el rayo permanezca en todo momento en el centro del retrorreflector.

Dos encoders de alta resolución angular proporcionan las coordenadas angulares horizontal y vertical (θ , ϕ) de un sistema de coordenadas esféricas. El interferómetro proporciona la coordenada radial ρ del centro del reflector. Después de referenciar el objetivo en la posición inicial, las coordenadas esféricas, $P_m = (\rho_m, \theta_m, \phi_m)^T$, del retrorreflector pueden ser obtenidas en tiempo real a partir de las lecturas del interferómetro y del encoder rotativo de dos ejes.

Además del funcionamiento por interferometría (IFM), algunos Laser Tracker permiten realizar la medición en modo *Absolute Distance Meter* (ADM). En este caso el haz láser también sale del Laser Tracker y retorna en la misma dirección tras llegar al retrorreflector. Pero en el caso del modo ADM, la luz se convierte en una señal eléctrica y mediante integración se analiza el tiempo de vuelo, obteniéndose la distancia al retrorreflector. Las ventajas del ADM son, su capacidad de medir sin necesidad de iniciar el proceso en el nido de referencia, así como la posibilidad de recuperar el haz una vez perdido y continuar con la medición. La principal desventaja con respecto al modo IFM es que su precisión es ligeramente inferior.

El retrorreflector es un accesorio del Laser Tracker cuya superficie refleja la luz de vuelta a la fuente en la misma dirección de incidencia. Los retrorreflectores más comunes son el *Spherically Mounted Retroreflector* (SMR) y el *cat's eye*.

El retrorreflector utilizado a lo largo de esta investigación es un SMR. Este tipo de retrorreflectores se caracterizan por su carcasa exterior en forma de esfera que alberga en su interior tres espejos perpendiculares entre sí que forman la esquina de un cubo. Dicha esquina se encuentra en el centro de la esfera de forma que la distancia entre la esquina y cualquier punto de la superficie de la esfera es constante.



Figura 5.4. Retrorreflector tipo SMR.

El objetivo principal del retrorreflector es devolver el haz láser con la máxima intensidad y sin distorsiones en la misma dirección en la que llegó a él. En la práctica puede ser difícil mantener

las tolerancias requeridas en el proceso de producción, por ello es crítico que cada uno de los reflectores sea examinado minuciosamente mediante sofisticados instrumentos.

A fin de que el retrorreflector pueda reposar en una posición y con buena repetibilidad, un nido centrante de tres puntos de contacto mantiene el centro del SMR en la misma posición.



Figura 5.5. Nido centrante con base magnética.

La base cuenta con tres puntos de contacto de forma cónica. La posición del centro del SMR permanece constante independientemente de la dirección de incidencia del láser. Los errores de centrado no superan los 5 μm .

5.1.4 Alicona

El Alicona es una máquina de medición que se rige por la tecnología de microscopía por variación focal combinando la profundidad de enfoque de un sistema óptico con el escaneo vertical para proporcionar información topográfica y en color a partir de la variación del enfoque. El componente principal del sistema es una óptica de precisión que contiene varias lentes que pueden equiparse con diferentes objetivos, lo que permite mediciones con diferentes resoluciones [139].

El instrumento usado para mediciones mediante FVM es un Alicona G5 Infinite Focus (Figura 5.6) localizada en la Universidad de Nottingham. Se trata de una máquina con tres ejes lineales y dos ejes rotatorios. Las lentes de medición están montadas solidarias al eje vertical Z. Todas las mediciones llevadas a cabo en este estudio han sido realizadas con las lentes de aumento 5 \times y 10 \times . El volumen máximo de medición de este instrumento es de 200 \times 200 \times 100 mm.



Figura 5.6. Alicona G5 Infinite Focus.

La siguiente tabla muestra las características principales de las diferentes lentes montadas en el cabezal del Alicona:

Tabla 5.2. Características de las distintas lentes del Alicona G5 Infinite Focus.

Lente	Distancia de trabajo	Campo de visión	Resolución vertical
2.5×	8.8 mm	5.63 × 5.63 mm	2300 nm
5×	23.5 mm	2.82 × 2.82 mm	410 nm
10×	17.5 mm	1.62 × 1.62 mm	100 nm
20×	19 mm	0.81 × 0.81 mm	50 nm
50×	11 mm	0.32 × 0.32 mm	20 nm
100×	4.5 mm	0.16 × 0.16 mm	10 nm

5.2 Medición de los errores de estabilización del Laser Tracker

En este trabajo se ha analizado el comportamiento del Laser Tracker durante las primeras horas desde que se enciende el equipo. El software no permite realizar mediciones hasta pasados 15 minutos desde su encendido, sin embargo ese periodo de tiempo es insuficiente para que el equipo se haya estabilizado por completo, como se ha podido comprobar.

Algunos autores ya advirtieron de la inestabilidad de las mediciones durante las primeras horas desde el encendido del equipo [140,141]. Sin embargo, no ofrecen una explicación a este fenómeno ni tratan de modelar dicho comportamiento con el fin de poder corregirlo o predecirlo para evitarlo.

Los ensayos para modelar el efecto de la inestabilidad inicial comenzaron la toma de datos inmediatamente después de que finalizase el tiempo de *warm-up*. El punto fijo seleccionado para varios ensayos fue el nido, ya que se trata de una posición a una distancia calibrada por el fabricante. La Figura 5.7 muestra los valores máximos y mínimos de variación de la coordenada radial obtenidos en el conjunto de varios ensayos realizados durante este trabajo. De este modo puede estimarse la magnitud que alcanzará y su variabilidad:

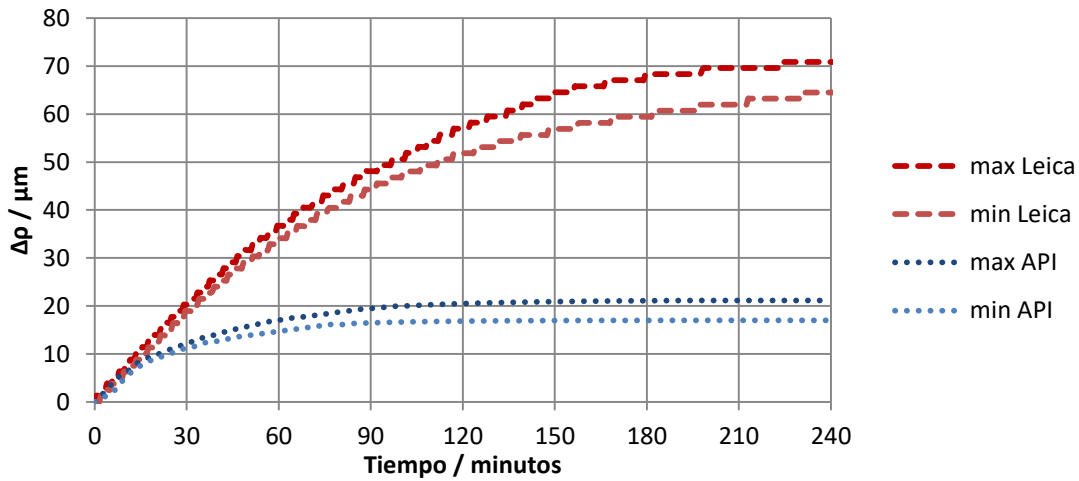


Figura 5.7. Variación máxima y mínima de la coordenada radial para ambos equipos.

Para modelar el comportamiento de cada uno de los Laser Trackers se han elegido los valores de variación de coordenada radial y la constante de tiempo que se ha observado que se repetían con mayor frecuencia:

$$\rho_{API}(t) = 159.798 + 0.019 \cdot (1 - e^{-t/30}), \quad (5.1)$$

$$\rho_{Leica}(t) = 154.999 + 0.075 \cdot (1 - e^{-t/90}), \quad (5.2)$$

De estas curvas se puede sacar una importante conclusión y es que lo recomendable antes de medir con cualquiera de los Laser Trackers es que hayan sido encendidos con suficiente antelación para que se estabilicen correctamente. Concretamente, habría que esperar una hora y media antes de medir con el API y cuatro horas y media antes de medir con el Leica. El tiempo de espera del API es asumible, pero el tiempo de espera recomendado para el Leica podría resultar excesivo para el usuario del Laser Tracker, por lo que lo siguiente que se quiso realizar es analizar el posible origen de este error para poder reducirlo o compensarlo.

Los primeros ensayos, fueron realizados con el retrorreflector situado en el nido. Para comprobar que este fenómeno es independiente de la posición, se realizaron varios ensayos en posiciones distintas al nido. Las siguientes Figura muestra un ensayo con el API y otro con el Leica, con el retrorreflector situado a aproximadamente 500 y 1000 mm respectivamente:

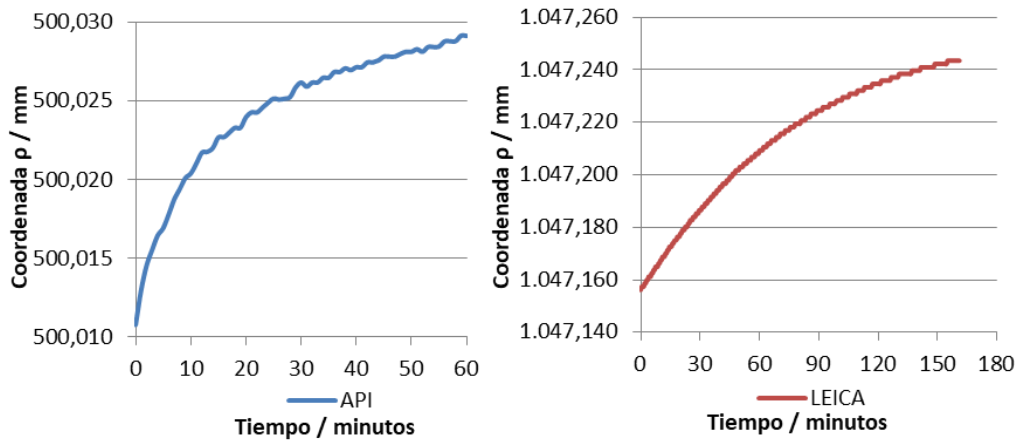


Figura 5.8. Variación de la coordenada radial del API y Leica a distancias distintas del nido.

Esta variación de la coordenada radial se produce de forma sistemática cada vez que se enciende el equipo. En el artículo se demostró la hipótesis de que este fenómeno era debido a gradientes de temperatura provocados principalmente a que la fuente del láser actúa como fuente de calor interno.

El ensayo presentado en el artículo donde se presenta el modelo de corrección, se ha llevado un paso más lejos hasta alcanzar una compensación completa. Dicho ensayo como ya se explicó, consistía en la medición cuatro posiciones fijas a lo largo del tiempo:

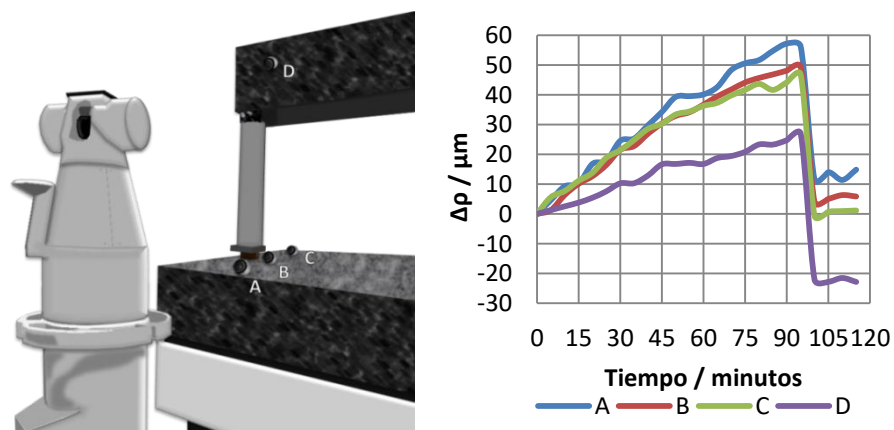


Figura 5.9. Configuración del ensayo y variación de la coordenada radial de cada punto.

Las 4 bases magnéticas estaban situadas aproximadamente en el mismo plano con respecto al Laser Tracker. Por otra parte, tres de las bases (A, B y C) se colocaron a la misma altura y la cuarta base (D) estaba aproximadamente a la misma distancia que la segunda base (B), pero a una altura superior, de modo que esté por encima del cabezal del Laser Tracker. Estas cuatro posiciones son teóricamente puntos fijos. Sin embargo, viendo la variación de la coordenada

radial de los cuatro puntos (Figura 5.9 derecha), podría decirse que los cuatro puntos están “alejándose” a velocidad constante del Laser Tracker.

El error en la coordenada radial puede ser compensando para los puntos medidos durante los primeros 95 minutos simplemente restando el valor modelado de la variación de la coordenada radial para el Leica en cada instante de tiempo:

$$\Delta\rho(t) = 0.075 \cdot (1 - e^{-t/90}), \quad (5.3)$$

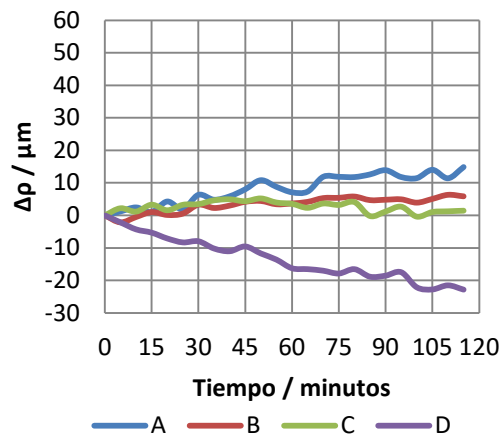


Figura 5.10. Variación de la coordenada radial después de compensar el error modelado.

Después de compensar el error modelado en la ecuación 5.3 y viendo la Figura 5.10, aparentemente los puntos A, B y C se “alejan” (A a mayor velocidad que B y este a mayor velocidad que C), mientras que el punto D estaría “acercándose” al equipo de medición. La explicación de este hecho es que al error que se ha podido observar al medir en el nido, hay que añadirle un error derivado de la expansión de la carcasa. Este hace que el origen de coordenadas del equipo se desplace verticalmente modificando la distancia radial vista por el Laser Tracker, la siguiente Figura representa como la expansión del equipo varía las distancias radiales.

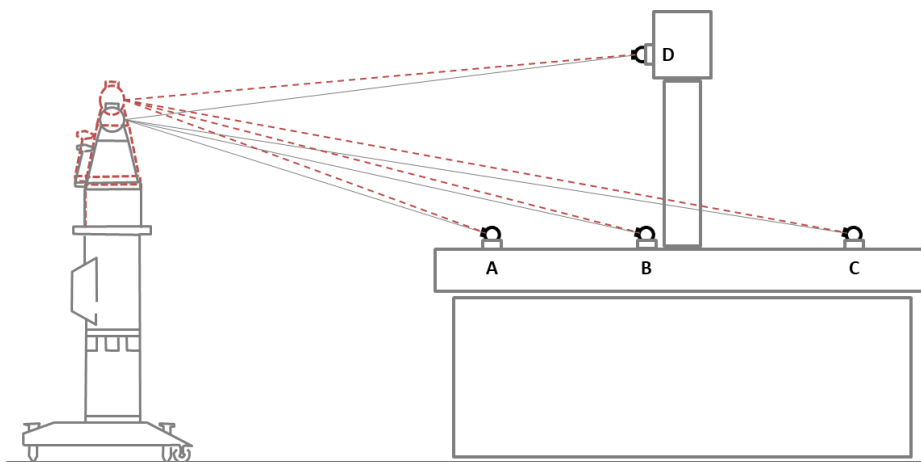


Figura 5.11. Representación de como la expansión del cabezal modifica las distancias radiales.

En el artículo se presenta la siguiente ecuación para compensar el desplazamiento del origen de coordenadas:

$$\rho = \sqrt{x^2 + y^2 + (z - z_{Leica})^2}, \quad (5.4)$$

donde z_{Leica} toma los valores de la Figura 4 del artículo teniendo en cuenta que el primer punto está en $t = 15 \text{ min}$, que sería el primer instante en que sería posible medir.

La siguiente Figura muestra cómo quedaría la variación de la coordenada radial después de compensar este segundo error presente en la medición:

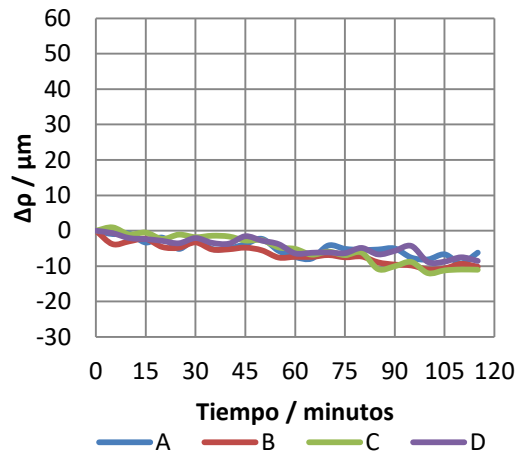


Figura 5.12. Variación de la coordenada radial después de compensar la dilatación térmica.

Estas dos correcciones son términos lineales y el orden de aplicación es independiente. De hecho, en el artículo primero se corrige la dilatación térmica y después la variación de la coordenada radial debida al calentamiento interno. En dicho artículo se corrigió la coordenada radial hasta este punto ya que lo primero que se pensó del error restante podía ser debido a variaciones de las condiciones ambientales. Sin embargo, después se vio que aún faltaba un pequeño error por compensar, o más bien que se había sobre-compensado.

La siguiente Figura muestra que al modelar el error, la dilatación de la carcasa provocó que la distancia radial aumentase realmente con el tiempo:

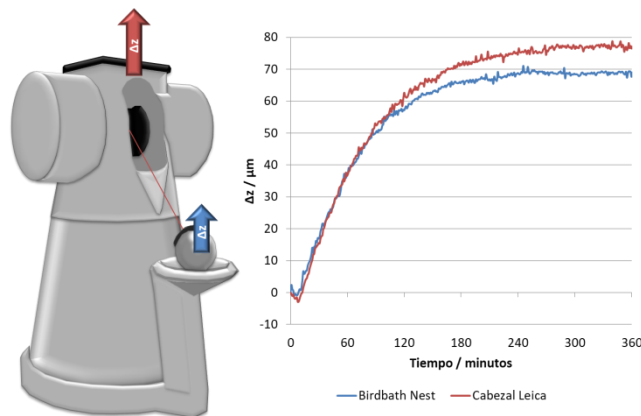


Figura 5.13. Variación de coordenada z del nido y cabezal a lo largo del tiempo.

Esto se comprobó con un ensayo similar al mostrado en la Figura 4 del artículo, pero en esta ocasión el API en lugar de medir la variación de la coordenada z con el retrorreflector situado en el cabezal del Leica, midió esta variación con el retrorreflector situado en el nido del Leica.

Al comparar las dos curvas, puede hallarse la variación de la distancia radial a lo largo del tiempo entre nido y origen de coordenadas del Leica, como muestra la siguiente Figura:

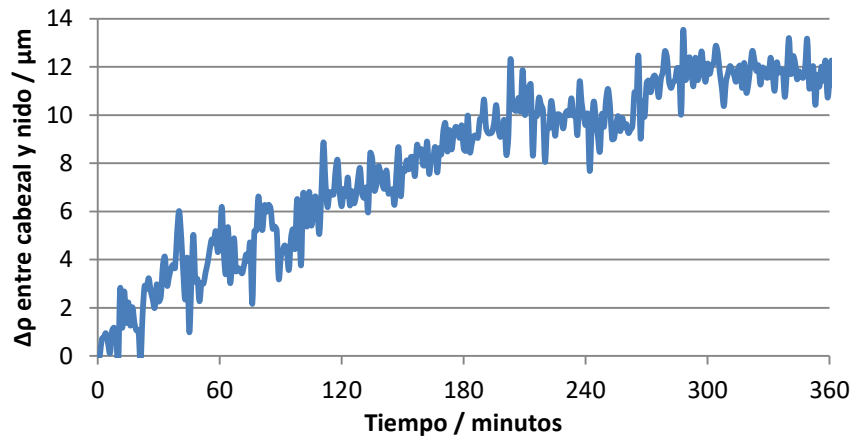


Figura 5.14. Variación de coordenada radial entre el cabezal y el nido a lo largo del tiempo.

Esta variación de la coordenada z entre nido y cabezal antes se ha considerado como un error debido al calentamiento, sin embargo, no es así, sino que se trata de una distancia que realmente ha aumentado, por lo que si no se tiene en cuenta, se habría sobredimensionado ligeramente el error compensado. Si se compensa este error, la variación de las coordenadas radiales de los cuatro puntos medidos en el ensayo queda finalmente como muestra la siguiente Figura:

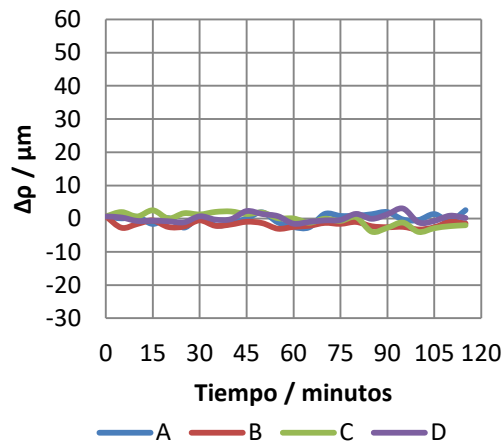


Figura 5.15. Variación de la coordenada radial después de compensar la dilatación térmica entre nido y cabezal.

Ahora los cuatro puntos sí que parecen tener una coordenada radial constante a lo largo del tiempo. Por lo que habría que tener en cuenta las siguientes tres componentes de error para compensar correctamente los efectos térmicos durante las primeras horas de uso del Laser Tracker:

- Variación de la coordenada radial debido al calentamiento interno del láser.
- Variación de la coordenada radial debido a la dilatación térmica del equipo.
- Variación de la distancia entre el nido y el cabezal del equipo.

La siguiente Figura muestra una representación de donde están localizadas físicamente las fuentes del láser en cada equipo.

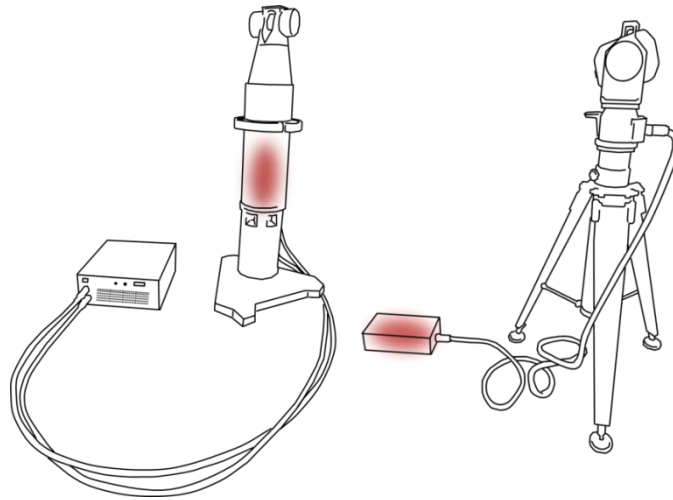


Figura 5.16. Representación de la fuente del láser en cada modelo de Laser Tracker.

La caja del Leica es simplemente el controlador del Laser Tracker, mientras que la caja del API, a parte del controlador contiene la fuente del láser, el cual llega al cabezal a través de un cable de fibra óptica. Esta diferencia en la configuración estructural hace al Leica más sensible a sufrir errores derivados de los gradientes de temperatura causados por la propia fuente del láser que, como se ha podido comprobar, dilata la estructura.

5.3 Efecto de las turbulencias sobre las mediciones con Laser Tracker

En los talleres de trabajo donde suelen estar situadas las máquinas herramienta, las condiciones no son las típicas de un laboratorio metrológico, si no que hay importantes cambios de temperatura, corrientes de aire, vibraciones, o incluso puede entrar luz solar, que también provocaría cambios en el índice de refracción del aire de la zona de trabajo.

Al realizar una verificación con un Laser Tracker en un taller, el haz láser atravesará diversas zonas a distintas temperaturas y probablemente con corrientes de aire turbulentas si hay motores en marcha cerca, como los propios motores que proporcionan movimiento a la máquina herramienta. Por lo que se ha decidido estudiar la influencia sobre las mediciones realizadas con Laser Tracker cuando el haz láser atraviesa una zona de aire turbulento con un gradiente de temperatura.

Para aislar el efecto de estas fluctuaciones, pese a que lo que se quiere hallar es posibles errores generados al realizar mediciones en talleres, los ensayos se han realizado en un laboratorio metrológico con control de temperatura ambiental a 20 ± 1 °C. De este modo, se va a poder estudiar el efecto de las perturbaciones introducidas de forma aislada. Para aumentar la temperatura del aire en una zona puntual del espacio se han utilizado en algunos ensayos una estufa y en otros ensayos un secador normal de pelo, pero nunca apuntando directamente con el flujo de aire al espacio que atraviesa el láser, ya que al ser demasiado turbulento el flujo provoca la pérdida del haz de forma inmediata.

Los tramos de aire atravesados por el láser, al tener distintas temperaturas, tendrán también distinto índice de refracción. Edlén demostró en 1966, que el valor de índice de refracción del aire depende de la temperatura, la presión, la humedad y otros factores [142]:

$$n = 1 + \frac{7.86 \cdot 10^{-4} \cdot p}{273 + t} - 1.5 \cdot 10^{-11} \cdot h \cdot (t^2 + 160), \quad (5.5)$$

Donde n es el índice de refracción del aire, p la presión ambiental en kilo pascales, t la temperatura del aire en grados Celsius y h la humedad relativa del aire en porcentaje.

A su vez, el índice de refracción va a modificar la longitud de onda del láser de acuerdo con la siguiente ecuación:

$$n \cdot \lambda_{air} = \lambda_{vac}, \quad (5.6)$$

Por lo tanto, el índice de refracción va a afectar a la longitud de onda del láser, lo cual va a afectar a la medición independientemente de si se mide en modo IFM (Interferometría) o si se mide en modo ADM (*Absolute Distance Meter*). En el primer caso porque el valor de la medición se obtiene mediante interferencia de onda y la longitud de onda del láser va a variar durante el recorrido del láser. En el segundo porque el tiempo de vuelo del haz depende de la velocidad del láser y de su longitud de onda, al variar esta última, variará el tiempo de vuelo y por lo tanto el valor de la medición obtenido.

Por otra parte, los Laser Tracker poseen una estación meteorológica que estima que el índice de refracción de la zona de trabajo es constante, sin embargo si el rayo atraviesa una zona con otro índice de refracción, el valor medido debería calcularse integrando el espacio de acuerdo a la siguiente ecuación:

$$\rho_{medido} = \int \frac{n_i(x)}{n_{LT}} \cdot \rho_i \cdot dx, \quad (5.7)$$

Donde ρ_i es la distancia real de un tramo i con un índice de refracción n_i y n_{LT} es el índice de refracción estimado por el Laser Tracker para todo el espacio medido.

Las porciones de aire a mayor temperatura que atraviesa el láser tienen un índice de refracción menor. Esto hace que la longitud de onda del láser sea mayor en ese tramo. De modo que el Laser Tracker, al asumir que la longitud de onda es constante en todo el espacio, obtenga un valor de la distancia menor que el real.

En el artículo se presentó el siguiente ensayo donde en un determinado momento (a los 120 segundos del inicio de la medición) se encendió una fuente de calor. Al aumentar la temperatura, el Laser Tracker introdujo un error en la medición de 8 μm y finalmente debido a las turbulencias del aire el rayo se perdió.

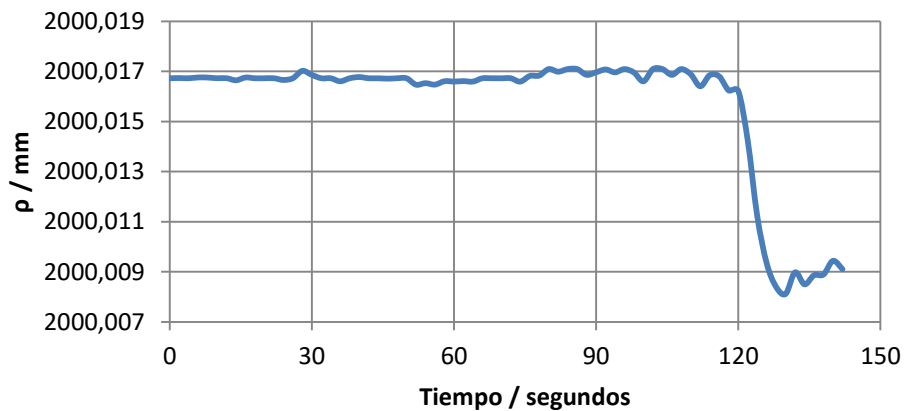


Figura 5.17. Coordenada radial del ensayo a dos metros a lo largo del tiempo.

La Figura 5.17 muestra el valor de la coordenada radial a lo largo del tiempo del punto fijo situado a dos metros del Laser Tracker. El Laser Tracker obtuvo cada valor de la medición como la media de 200 muestras. La siguiente Figura muestra los valores de la dispersión:

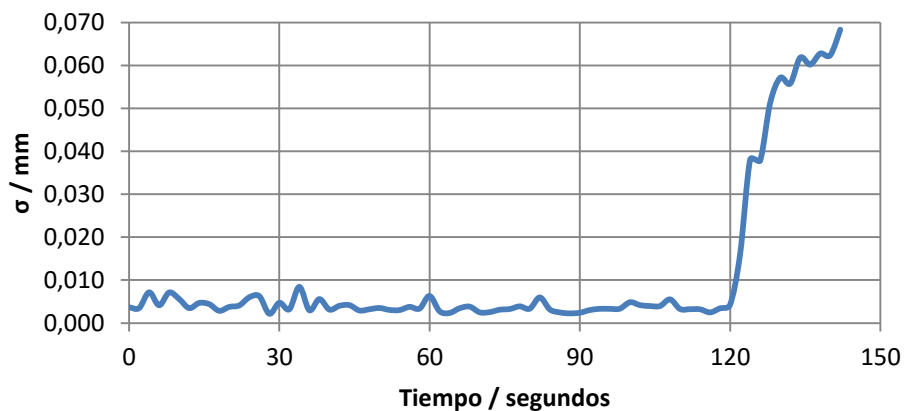


Figura 5.18. Dispersión de la medición con el retro-reflecter a dos metros.

En el momento en que entra en funcionamiento la fuente de calor, la distancia medida por el Laser Tracker se reduce 8 μm y la dispersión de los valores aumenta considerablemente. En condiciones normales la dispersión tiene valores en torno a los 4 μm . En el momento en que entra la perturbación, esta aumenta hasta alcanzar 70 μm , momento en que se perdió la señal.

Las siguiente Figura muestra ensayos similares, pero con el retro-reflector a diferentes distancias iniciales.

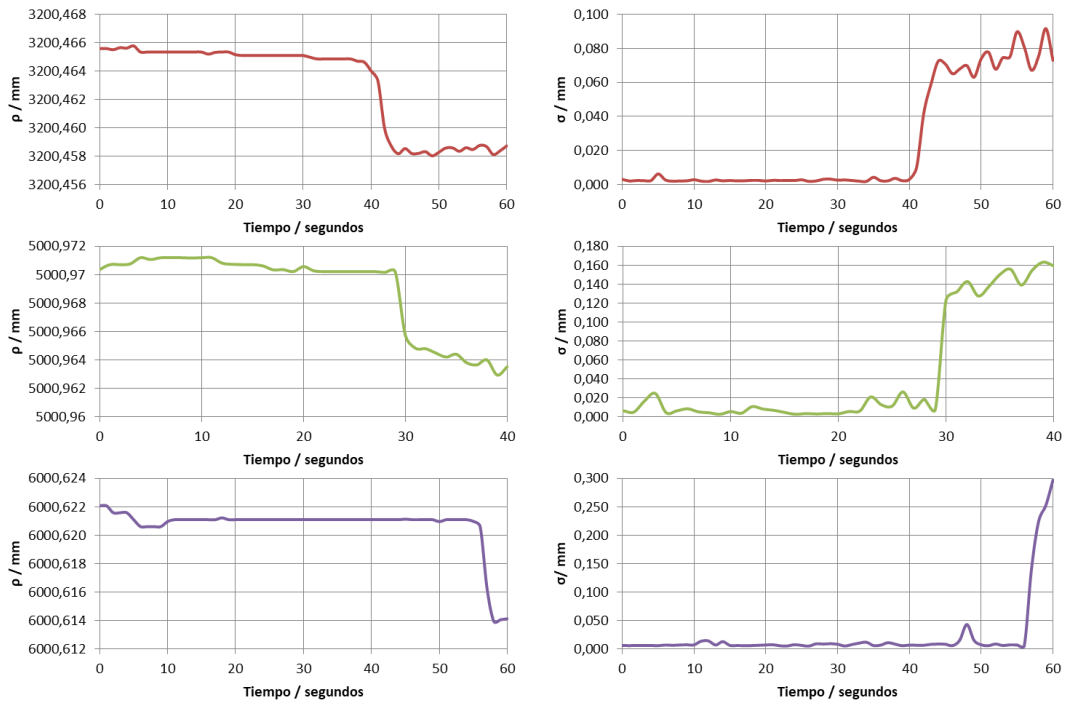


Figura 5.19. Ensayos a 3200 mm, 5000 mm y 6000 mm.

En todos estos ensayos la fuente de calor aplicada es la misma, por lo que el tramo de aire que se calienta es similar, esto hace que la variación de la coordenada radial de todos los ensayos sea aproximadamente la misma ($\approx 8 \mu\text{m}$). Sin embargo, cuanto mayor es la distancia radial, mayor es la dispersión de los valores cuando el rayo atraviesa la perturbación. La siguiente Figura muestra la relación entre la dispersión y la longitud medida.

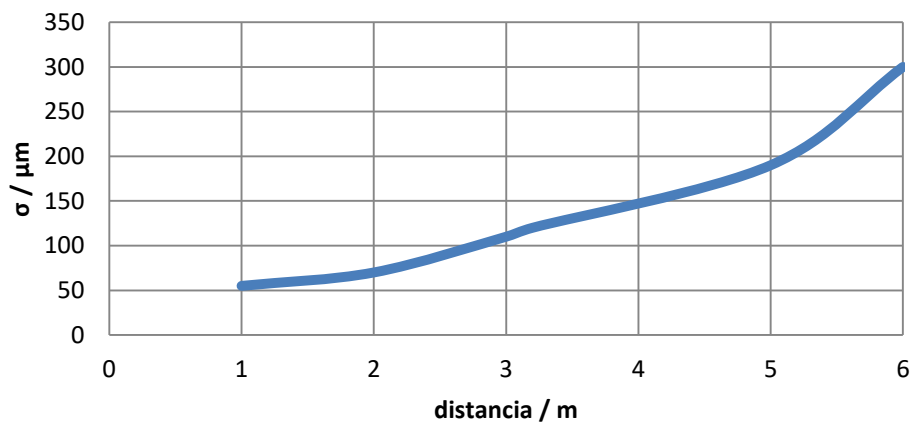


Figura 5.20. Relación entre la dispersión y la distancia medida cuando existe una perturbación.

Al realizar una verificación volumétrica con un Laser Tracker en un taller propenso a tener perturbaciones y gradientes de temperatura, cuanto mayor sea la distancia que recorre el láser, mayor será la dispersión de los datos. Esto tiene como consecuencia directa un aumento de la probabilidad de que el Laser Tracker pierda la señal durante el proceso de medición.

Los ensayos mostrados hasta ahora, como ya se ha comentado, han sido realizados introduciendo una perturbación similar en cada uno de ellos. El siguiente ensayo pretende mostrar cómo afectaría sobre una misma medición dos perturbaciones diferentes en cuanto a temperatura. Para ello se ha utilizado la estufa, que se puede regular a dos intensidades.

La siguiente Figura muestra el valor de la coordenada radial a lo largo del ensayo. T0 representa los datos antes de introducir la perturbación. T1 representa los datos una vez encendida la estufa y T2 representa los datos con la estufa a máxima potencia. Este ensayo finalizó a los 83 segundos con la pérdida del láser.

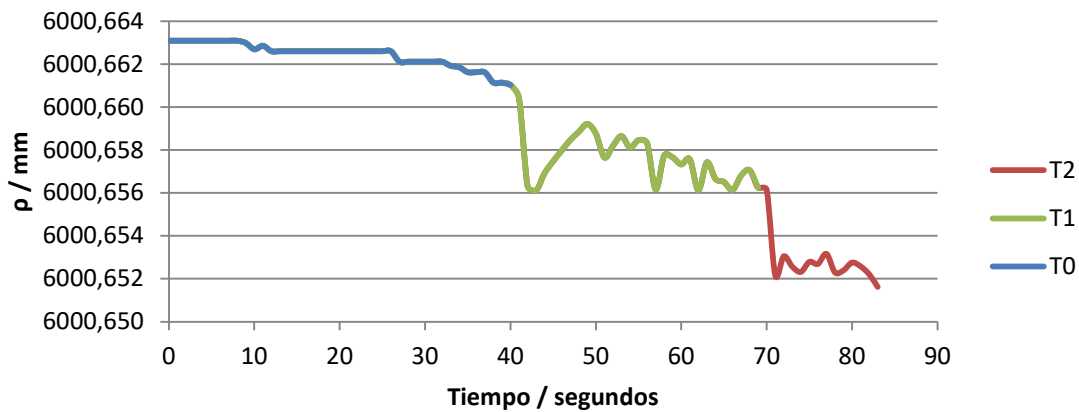


Figura 5.21. Coordenada radial del ensayo a varias temperaturas.

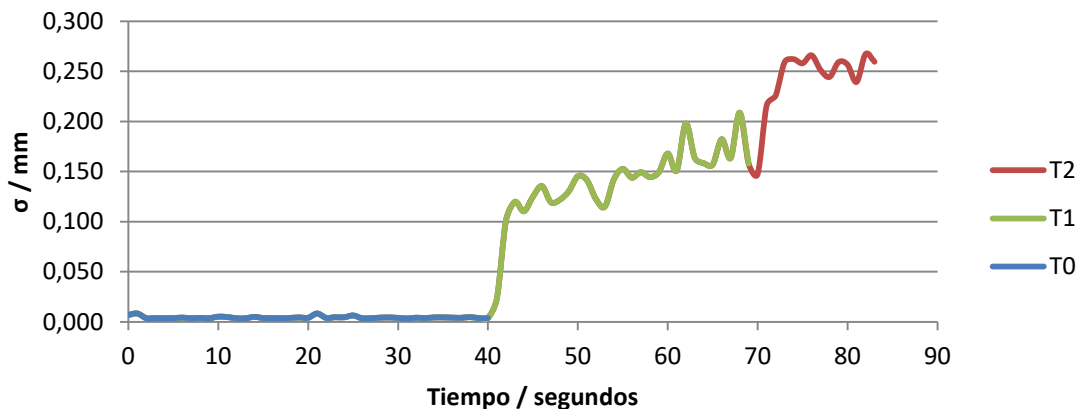


Figura 5.22. Dispersión de la medición a varias temperaturas.

De este ensayo se concluye que la temperatura de la perturbación introducida va a afectar a la medición de dos formas. Por una parte, cuanto mayor sea la temperatura menor será la distancia medida, como ya se dedujo de la ecuación 5.7. Y por otra parte, la temperatura también afecta al valor de la dispersión de los datos, a mayor temperatura mayor dispersión.

Además de estas variaciones en la distancia medida y en la dispersión de los datos, las turbulencias provocan que el rayo se desvíe de acuerdo a la ley de Snell simplemente por el hecho de atravesar varios medios a distintos índices de refracción. Este desvío puede observarse en el sensor de posición (PSD) en un ensayo similar al realizado en las Figuras 5.17 y 5.18, con una velocidad de lectura de 1 dato cada 0.01 segundos.

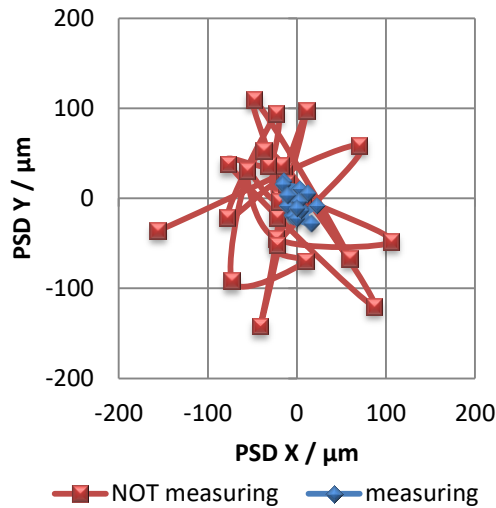


Figura 5.23. Sensor de posición 0.25 segundos antes y después de la pérdida del láser.

La Figura 5.23 muestra el movimiento del haz láser sobre el PSD en el momento en que el haz se pierde, concretamente muestra en azul los 0.25 segundos antes de perder la señal y en rojo los 0.25 segundos después de perderse el rayo, por lo que los dos tipos de datos mostrados están afectados por la perturbación. De hecho, antes de introducir la perturbación los datos del PSD tenían una oscilación máxima entre $\pm 1 \mu\text{m}$.

Este fenómeno al igual que los vistos anteriormente se verá incrementado cuanto mayor sea la distancia a la que se encuentra el retrorreflector, como muestra la siguiente Figura:

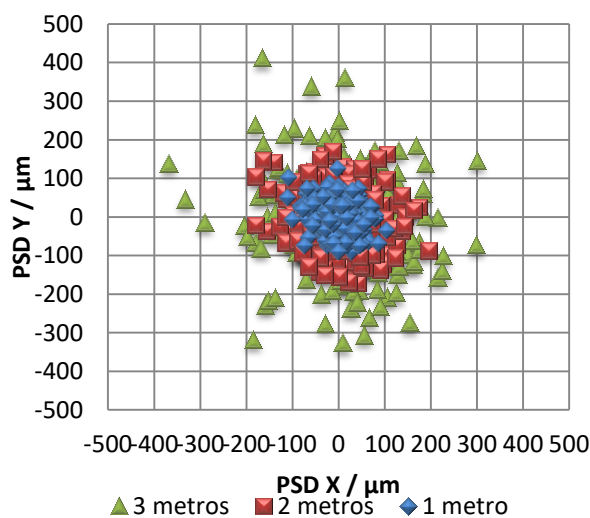


Figura 5.24. Valores obtenidos por el sensor de posición a distintas distancias de medición.

Algunos autores recomiendan usar ventiladores para homogeneizar el aire en la zona de trabajo [143], sin embargo, con lo visto en estos ensayos, mover flujos de aire de forma turbulenta puede tener consecuencias negativas en una medición con Laser Tracker, especialmente si el aire movido está a diferente temperatura y por lo tanto a distinto índice de refracción.

Se ha desarrollado un programa de Matlab que simula la desviación del haz láser al atravesar diversos tramos de aire con distintos índices de refracción. Aquí se muestran algunos de los resultados obtenidos:

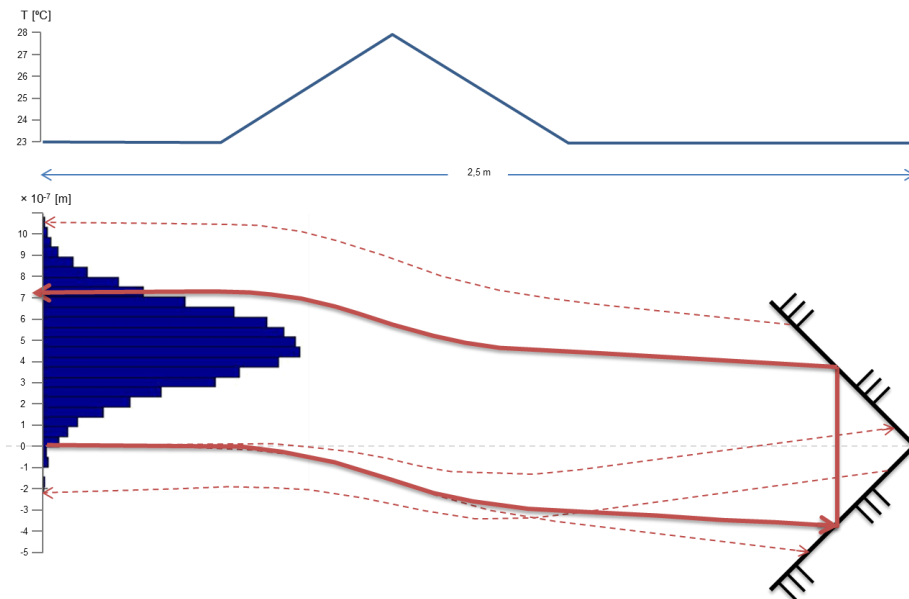


Figura 5.25. Desviación del rayo en un tramo de 2.5 m con aire turbulento.

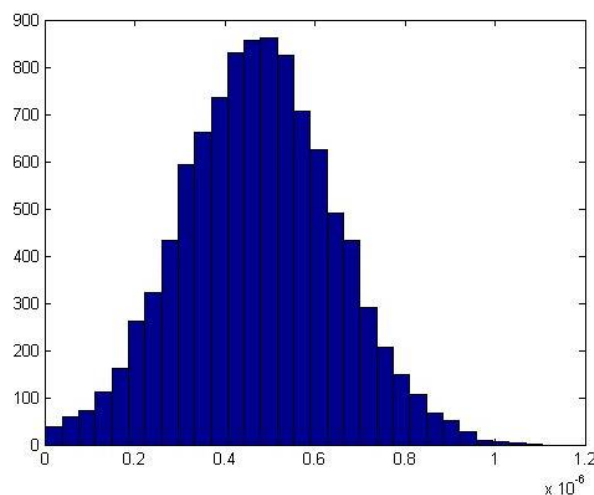


Figura 5.26. Aumento de la distancia recorrida por el haz láser al desviarse en flujo turbulento.

El histograma de la Figura 5.26 muestra el recorrido extra que realiza el rayo debido a la desviación del rayo. De media recorre $0.5 \mu\text{m}$ extra en una distancia de 2.5 metros con un tramo de aire con flujo turbulento. La siguiente Figura muestra los datos de la simulación

cuando la temperatura del recorrido del láser es la misma que en la Figura 5.25, pero sin embargo el flujo de aire no es turbulento:

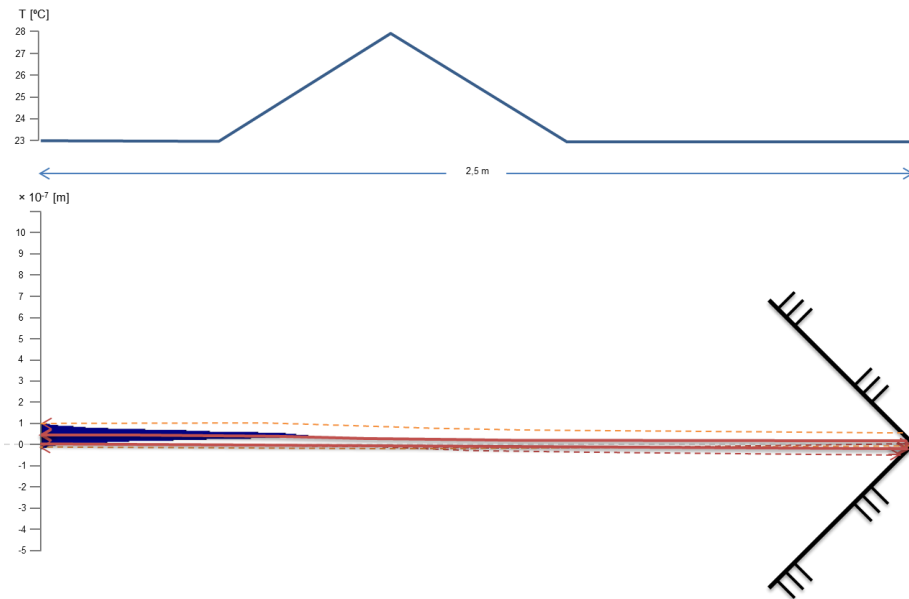


Figura 5.27. Desviación del rayo en un tramo de 2.5 m con aire no turbulento.

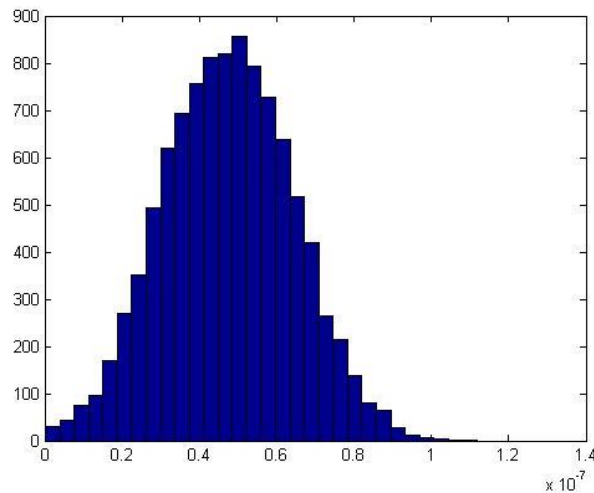


Figura 5.28. Aumento de la distancia recorrida por el haz láser al desviarse en flujo laminar.

El histograma de la Figura 5.28 muestra el recorrido extra que realiza el rayo debido a la desviación del rayo. De media recorre $0.0475 \mu\text{m}$ extra en una distancia de 2.5 metros con un tramo de aire con flujo laminar.

5.4 Medición de la desviación de la punta del palpador

Antes de realizar una medición con la máquina herramienta, conviene comprobar que la punta del palpador se encuentra correctamente alineada, ya que si la punta del palpador se encuentra torcida respecto a su eje Z puede provocar errores de medición derivados de medir por un sentido de la pieza o por el opuesto. Además, siempre que se realice un cambio de punta es conveniente comprobar que la nueva punta instalada está correctamente alineada.

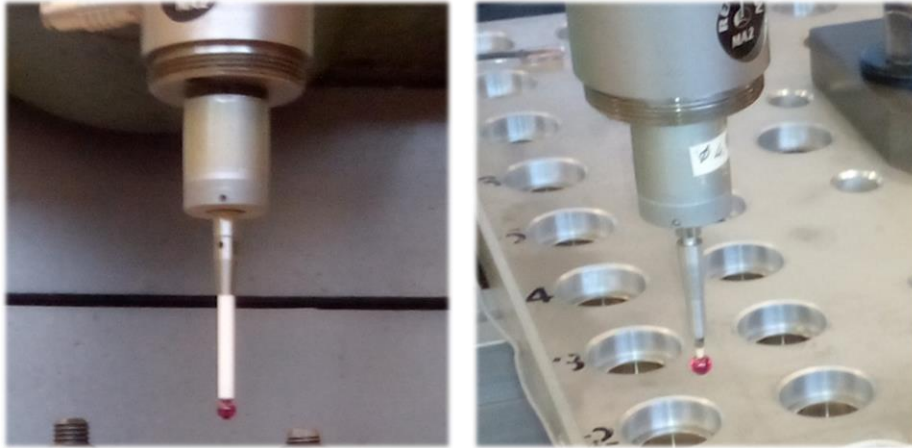


Figura 5.29. Distintas puntas de palpador usadas.

La Figura 5.29 muestra dos de las puntas utilizadas en este trabajo. Inicialmente se utilizó la punta de vástago largo pero finalmente se optó por la punta de vástago corto ya que se reduce la y porque esta longitud es suficiente para medir la placa de agujeros de los ensayos.

El cambio de punta de palpador de una sonda puede tener una gran influencia en la precisión real que puede conseguirse, provocando una apreciable variación de los resultados de las medidas. Para comprobarlo se ha medido una esfera calibrada girando cada 15° el cabezal porta-herramientas donde está alojado el palpador.

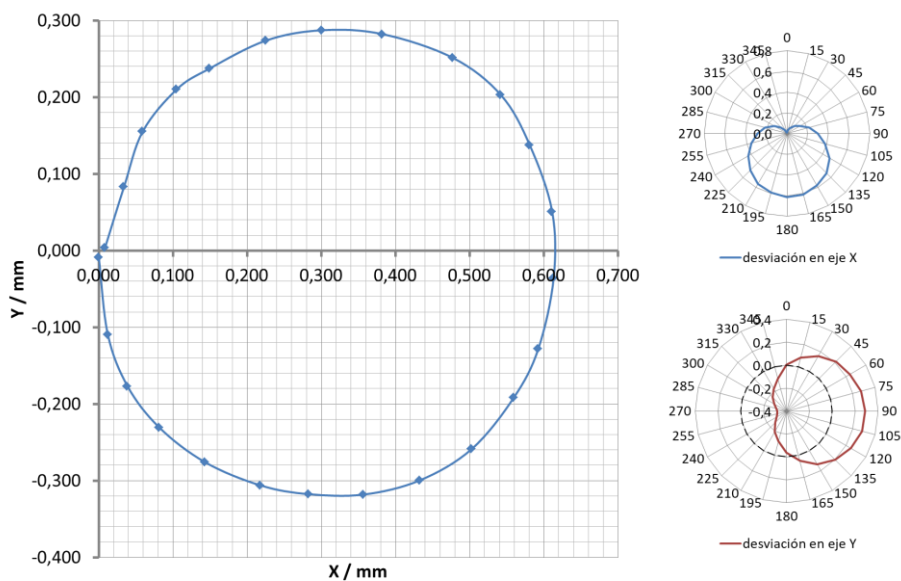


Figura 5.30. Posición del centro de la esfera calibrada para distintos ángulos del cabezal.

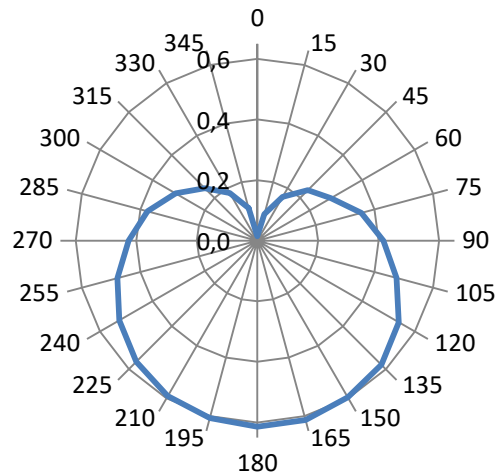


Figura 5.31. Desviación euclídea (en milímetros) del centro de la esfera para cada posición angular del cabezal (en grados).

Las dos figuras anteriores muestran la desviación del centro de la esfera al girar el cabezal cada 15°. A la izquierda de la Figura 5.30 se muestra la posición del centro de la esfera mientras que a la derecha muestra las desviaciones para los ejes X e Y. La Figura 5.31 representa la desviación euclídea teniendo en cuenta los 3 ejes de coordenadas.

La siguiente tabla muestra el rango de desviación y la repetibilidad de medición para cada eje.

Tabla 5.3. Repetibilidad de los datos antes de corregir la punta

Eje	Rango desviación / mm	Repetibilidad / mm
X	0.613	0.888
Y	0.605	0.881
Z	0.033	0.043

A la vista de los resultados se puede concluir que la punta del palpador está torcida y esto va a tener una importante influencia en la medición si no es corregido debidamente. La corrección es sencilla pero es un proceso para el que hay que tener paciencia. Se puede corregir palpando una superficie plana girando el palpador en 180° y volviendo a medir la misma superficie, si hay diferencia en la medida, es debido a la desviación de la punta del palpador y esto se corrige apretando o aflojando unos tornillos del palpador. Una vez enderezada la punta se repitieron los ensayos de medición de la misma esfera calibrada con el cabezal en distintas posiciones angulares obteniendo los siguientes resultados.

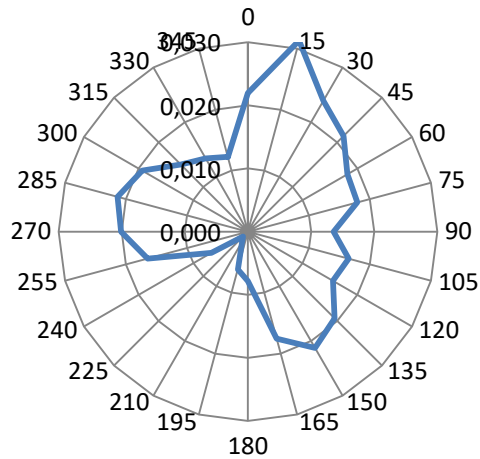


Figura 5.32. Desviación euclídea (en milímetros) del centro de la esfera para cada posición angular del cabezal (en grados).

El patrón de desviación muestra tres lóbulos que reflejan el mecanismo cinemático de la sonda de disparo táctil, lo que resulta en una mayor sensibilidad en algunos lugares y una menor sensibilidad en otros. Esto es debido a la naturaleza no isotrópica del palpador [144]. Para que se dispare la sonda es necesario que se produzca una fuerza que venza la carga del muelle que está dentro del mecanismo [145]. Hasta que se vence dicha fuerza, el palpador sigue en movimiento. Este movimiento se conoce como variación de desplazamiento (o *pretravel* en inglés).

Tabla 5.4. Repetibilidad de los datos después de corregir la punta

Eje	Rango desviación / mm	Repetibilidad / mm
X	0.031	0.033
Y	0.024	0.027
Z	0.021	0.025

En este caso la posición del centro de la esfera varía en un rango de unos 30 micrómetros y la Figura 5.32 muestra que las mayores desviaciones están separadas de 120° en 120°. Este fenómeno sucede por la tecnología utilizada en los palpadores *touch-trigger* que tienen el apoyo del sistema móvil en tres puntos situados a 120° de distancia dentro de la circunferencia.

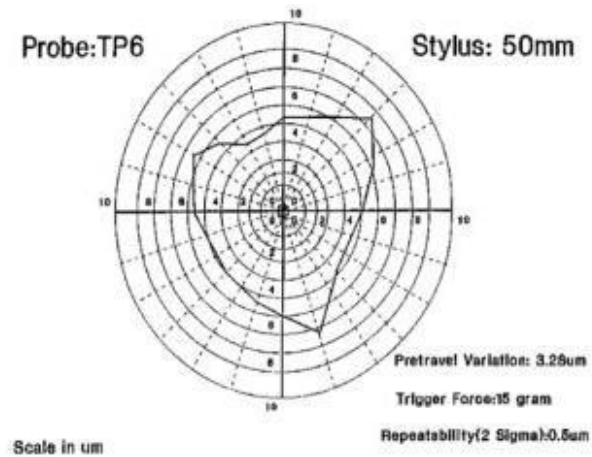


Figura 5.33. Ejemplo de variación de desplazamiento de un palpador no isotrópico [145].

En el plano XY, la fuerza varía según la posición de los puntos de apoyo, lo que se traduce en una variación del espacio que hay entre el punto de contacto efectivo y el punto en el que tiene contacto físico el palpador. La Figura 5.33 muestra un ejemplo del desplazamiento de un palpador no isotrópico.

Una vez la punta del palpador ha sido enderezada y se ha comprobado su repetibilidad mediante la medición de una esfera calibrada, se pueden llevar a cabo los ensayos de medición de placa, teniendo en cuenta que los valores de repetibilidad afectan a la incertidumbre de medida y que siempre que se realice un cambio de punta de palpador habrá que volver a realizar el procedimiento para enderezar la punta y reducir así el valor de incertidumbre de medida.

5.5 Medición de los errores mediante placa patrón

Para poder realizar la determinación de las componentes de error de las máquinas de medir por coordenadas y las máquinas herramienta de manera económica a finales de los años 80 y comienzos de los 90 el PTB (Physikalisch Technische Bundesanstalt) comenzó a ensayar métodos más rápidos y simplificados de cálculo. En 1991 Trapet *et al.* [32] propusieron un nuevo método basado en elementos de referencia (patrones bidimensionales) y desarrollaron un método de cálculo que se está mejorando todavía. Este método permite calcular los 21 errores geométricos con un número reducido de medidas; logrando tiempos de espera menores y mayor número de errores calculados.

La placa de ensayo es medida en los 3 planos de coordenadas, respectivamente a dos distancias diferentes de los carriles de guiado. A partir de las diferencias entre las coordenadas medidas y las correspondientes a la calibración de los elementos palpados, se deducen las componentes de los desvíos, incluyendo errores de posición, de traslación, de rotación y de perpendicularidad.

En nuestro caso, se ha llevado a cabo un proceso análogo al usado por el PTB para calibración de máquinas de medir por coordenadas con patrones 2D. Para el desarrollo del método se ha dispuesto de una placa calibrada por el PTB:

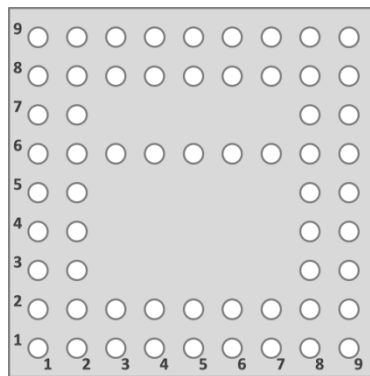


Figura 5.34. Geometría de la placa patrón.

Existen diferentes tipos de placas: con anillos cilíndricos, con anillos esféricos, con esferas, o con estructuras mixtas. Nuestro patrón es una placa de una aleación de aluminio compuesta por anillos esféricos de acero encastrados en los agujeros, que están numerados como se muestra en la Figura 5.34. Las dimensiones del contorno exterior de la placa son 460 × 460 mm. La distancia nominal entre los centros de anillos consecutivos es de 50 mm.

5.5.1 Proceso de medición

Debido a las limitaciones del control de la máquina herramienta, se han tenido que programar manualmente todas las órdenes de la medición. Para ello se ha creado un programa de Matlab que al ejecutarlo genera el programa CNC capaz de medir los 56 agujeros de la periferia de la placa. Basta con indicar las coordenadas del primer punto y la ruta que se desea seguir. Se han predefinido dos posibilidades, una en sentido horario y otra en sentido anti-horario. No es necesario que para arrancar el programa la placa este perfectamente alineada con los ejes X e Y, aunque es conveniente que este suficientemente bien alineada para evitar colisiones. Lo

primero que hace el programa es buscar el centro del primer agujero y le asigna a ese centro el origen de coordenadas y a partir de ese momento se irá desplazando al resto de posiciones.

Se coloca la placa en el eje XY apoyada sobre dos bloques patrón de la misma altura, esto reduce la superficie de contacto de la placa con la mesa. Se amarra a la mesa mediante dos tornillos. Las expansiones térmicas de la placa se calcularán a partir de los tornillos, que se considerarán puntos fijos a la mesa.

La siguiente Figura muestra el orden en que se mide cada agujero cuando se realiza la medición en sentido anti-horario (Figura 5.35 a) y en sentido horario (Figura 5.35 b).

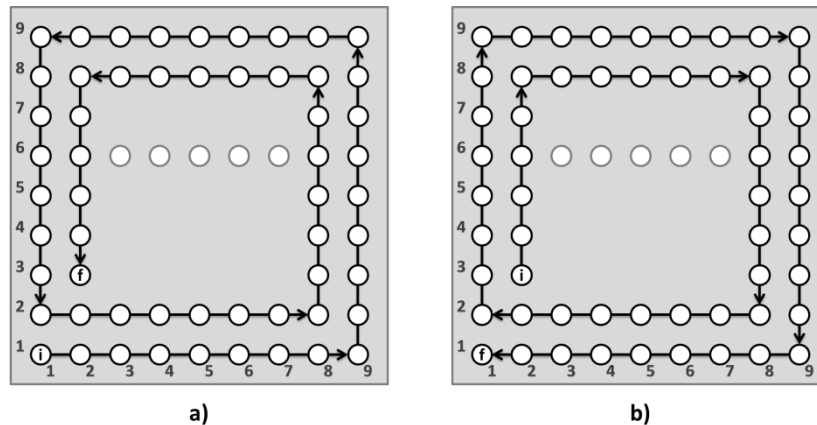


Figura 5.35. Sentido de la medición (a) anti-horario y (b) horario.

A la hora de medir cada uno de los agujeros se sigue siempre la misma rutina para evitar errores añadidos por el juego asociado a cada eje. Esta rutina consiste en inicialmente situar el palpador aproximadamente en el centro del anillo, a continuación se realiza un palpado en el punto situado en +X, seguidamente se palpa el punto diametralmente opuesto (en -X), una vez palpados estos dos puntos y guardadas sus coordenadas el palpador regresa al centro del anillo para dirigirse a palpar en la dirección +Y, a continuación en la dirección -Y. Una vez guardadas las coordenadas de los cuatro puntos, regresa al centro, se eleva en el eje Z lo suficiente para evitar colisiones y se dirige al centro del siguiente agujero a medir.

Se ha realizado un programa con Matlab que simula la influencia del juego de los ejes a la hora de medir. Gracias a este programa se ha comprobado que siguiendo esta rutina de medición el efecto del juego puede ser despreciado ya que el error que genera en los puntos es inferior al micrómetro.

En el caso de la medición de la placa en XZ o YZ, la placa se apoyará en la mesa sobre uno de sus cantos y se medirán únicamente las cuatro filas superiores para evitar colisiones con el cabezal. La Figura 5.36 muestra la estrategia de medición elegida para el caso en que se mide la placa en alguno de los dos planos XZ o YZ.

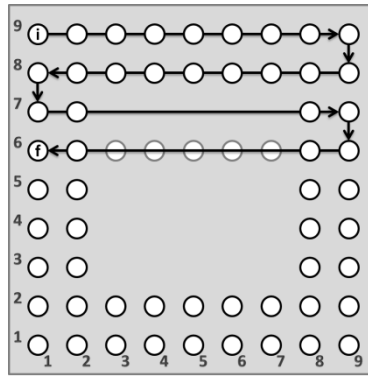


Figura 5.36. Sentido de la medición de la placa en los planos XZ o YZ.

La Figura 5.37 muestra el motivo por el que sólo se pueden medir las primeras cuatro filas:



Figura 5.37. Medición de la placa en el plano YZ.

El cabezal de la máquina herramienta es mucho más voluminoso que el cabezal de una máquina de medir por coordenadas. Si descendiera más el cabezal de la máquina herramienta se produciría una colisión del cabezal con la placa. Para poder medir las siguientes sería necesario un vástago vertical de mayor longitud, lo cual incrementaría notablemente los errores debidos a la flexión del palpador.

5.5.2 Cálculo de errores

Los errores de perpendicularidad se producen por desalineamiento entre dos pares de ejes. En el caso de máquinas herramientas de 3 ejes, pueden darse 3 errores de perpendicularidad: xWy, xWz y yWz (según la notación de la norma VDI 2617-3).

La ISO 230-1:2014 Precisión geométrica de las máquinas funcionando en vacío o en condiciones cuasi-estáticas [81] explica cómo calcular los errores geométricos de una máquina herramienta. El primer error que se va a calcular a partir de las mediciones realizadas es el de perpendicularidad entre ejes.

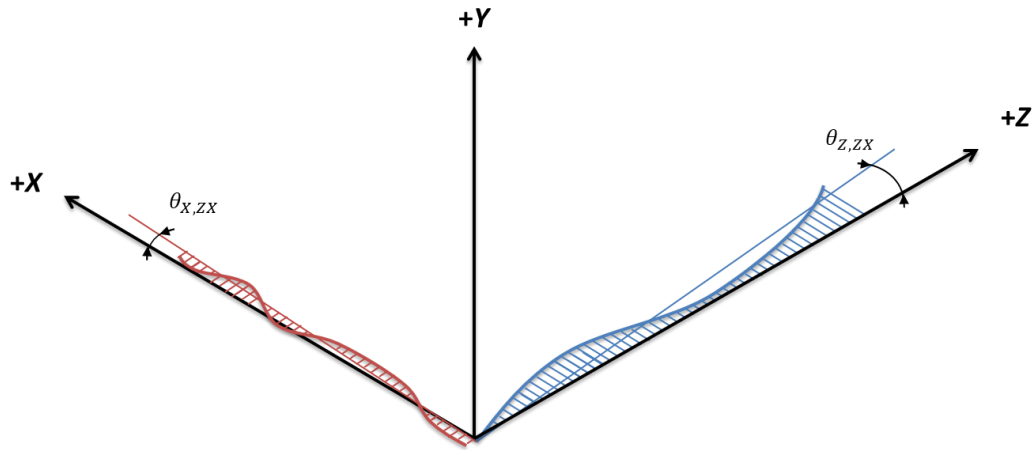


Figura 5.38. Ejemplo de perpendicularidad entre los movimientos lineales de los ejes X y Z.

Para el ejemplo mostrado en la Figura 5.38 se aplica la siguiente ecuación:

$$xWz = \theta_{X,ZX} - \theta_{Z,ZX} , \quad (5.8)$$

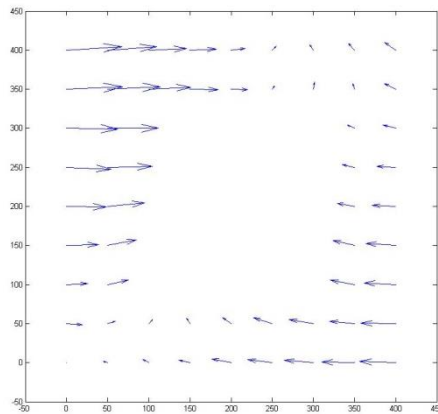


Figura 5.39. Errores de la placa en los ejes XY.

Con los datos de las primeras mediciones de la placa en el eje XY se ha obtenido el valor del error de la perpendicularidad del eje X respecto del eje Y, $xWy = 0.20448$ mrad.

Para los valores de xWz e yWz debe colocarse la placa en posición vertical. Por lo tanto, se tiene menos información, ya que para evitar colisiones sólo se han podido medir 26 agujeros (ver Figura 5.36). Esto hace que el valor calculado sea menos fiable, pero aun así es posible calcularlo. Los valores obtenidos son $xWz = 0.12987$ mrad y $yWz = -0.01636$ mrad.

Para calcular los errores de posición hay que aislarlos de los errores de rotación y previamente corregir los de perpendicularidad que ya han sido calculados. Para aislar los errores de rotación, se toman los datos de dos de las mediciones paralelas y se calcula el valor medio, de esta forma los errores indeseados de rotación se cancelan [32].

Con este método es posible calcular los errores geométricos de la máquina uno por uno aislando los efectos de los errores que ya se han ido estimando para que no se “solapen” con los errores que quedan por estimar. Es un método lento y costoso, ya que requiere

información de seis mediciones en distintas posiciones del artefacto calibrado, en este caso una placa con anillos esféricos.

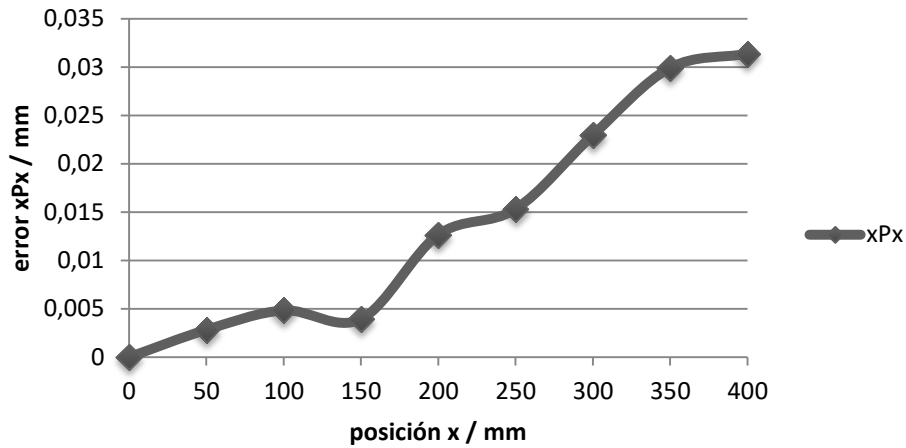


Figura 5.40. Error xPx para cada posición del eje X.

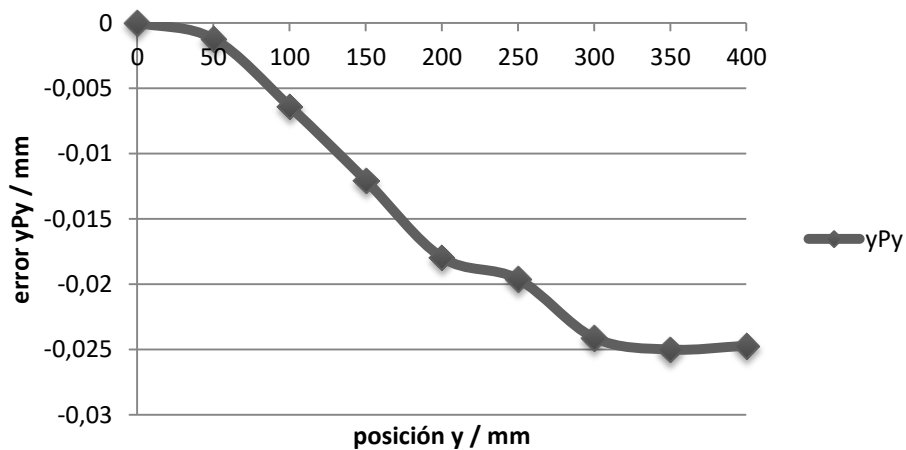


Figura 5.41. Error yPy para cada posición del eje Y.

Las Figuras 5.40 y 5.41 muestran respectivamente los errores de posición xPx e yPy obtenidos de la medición de la placa en el plano XY a dos alturas. Para obtener el error de posición en el eje Z (zPz), sería necesario medir la placa en dos posiciones del mismo plano, ya sea en el plano XZ o el YZ. El mayor inconveniente es que existe peligro de colisión y sólo se podría obtener el error zPz en un rango de 150 milímetros.

Los errores de rectitud se calculan de forma análoga a los errores de posición. La principal diferencia es que en los de posición se busca el error de un eje sobre sí mismo y en los de rectitud se busca el error de un eje en la dirección de otro eje. Las siguientes dos Figuras muestran los errores xTy y yTx obtenidos de la medición de la placa a dos alturas.

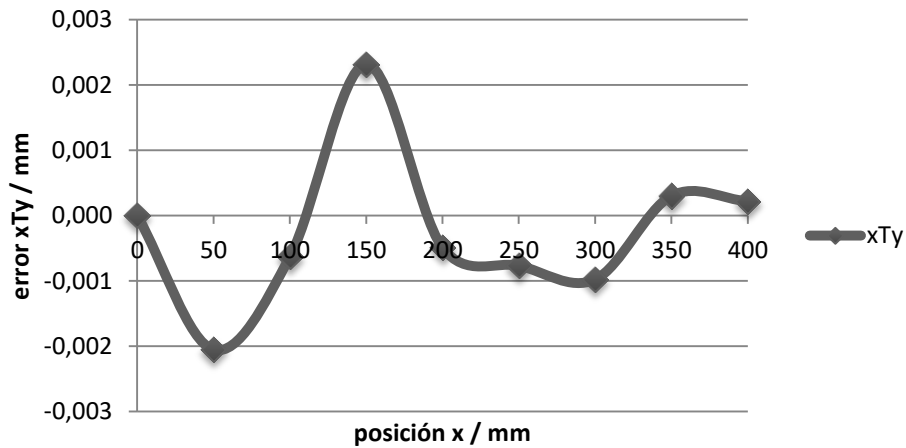


Figura 5.42. Error xTy para cada posición del eje X.

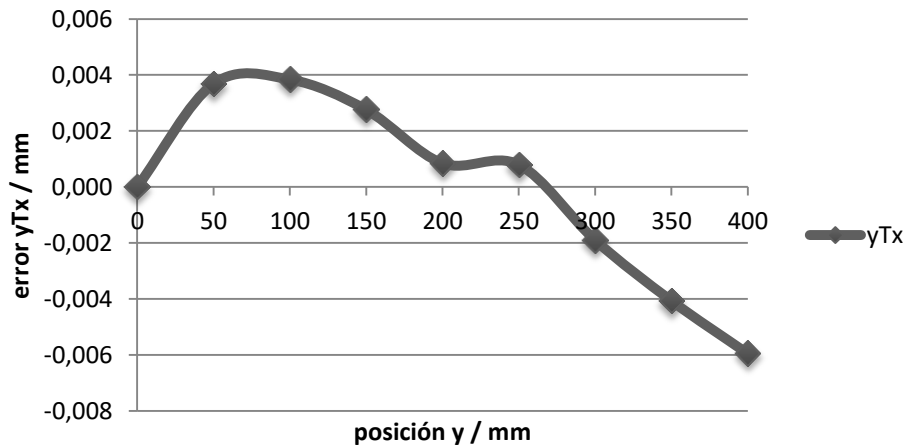


Figura 5.43. Error yTx para cada posición del eje Y.

Antes de calcular los errores de rotación, hay que corregir de las coordenadas medidas los errores de perpendicularidad y posicionamiento que ya han sido determinados con anterioridad. Algunos de los errores de rotación es posible determinarlos con una única medición, por ejemplo: xRz es posible determinarlo a partir de la medición de la placa en el plano XY. Del mismo modo zRy y zRx se obtendrían de las mediciones de la placa en los planos XZ y YZ respectivamente. Estos errores de rotación se calculan comparando el ángulo entre la recta de regresión de los puntos nominales y la recta de regresión de los puntos medidos.

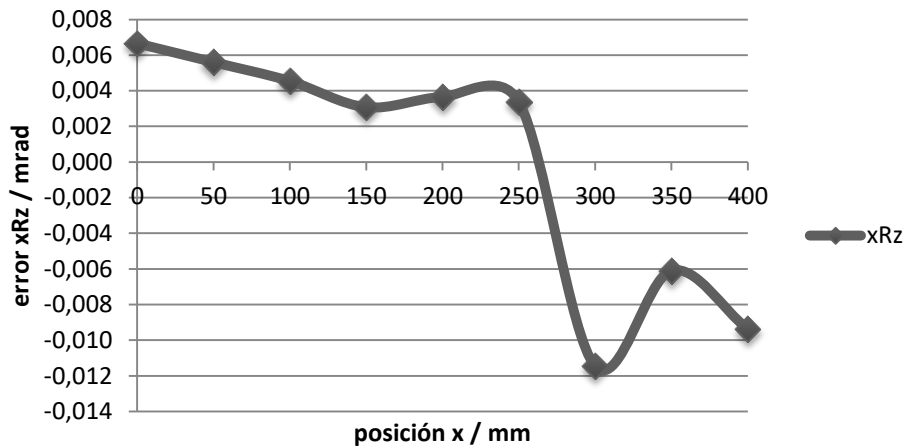


Figura 5.44. Error xRz para cada posición del eje X.

Mediante la medición de la placa a dos alturas del plano XY es posible calcular seis componentes de error (xWy , xPx , yPy , xTy , yTx , xRz) y con esos seis errores, se ha logrado compensar los errores en dicho plano un 94.39% como muestra la siguiente Figura.

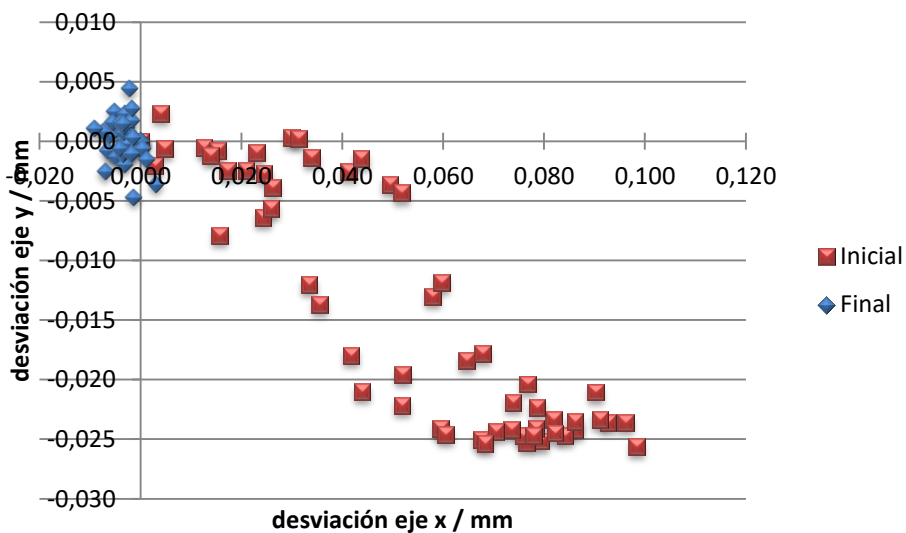


Figura 5.45. Desviación media de 6 mediciones de los 56 anillos antes y después de corregir los errores.

Sin embargo, esta técnica de medición de errores es lenta y costosa debido principalmente a la cantidad de mediciones que es necesario realizar (como mínimo seis, dos por cada plano) y debido a la complejidad de cálculo de los errores en el post-procesado. Además, el artefacto utilizado limita considerablemente el volumen de verificación.

5.5.3 Influencia de la temperatura

Debe tenerse en cuenta que un factor de gran influencia en la medición y su incertidumbre asociada es la temperatura de la máquina herramienta. Diversos autores afirman que entorno al 70% del error total es debido a variaciones de temperatura [82-85]. Los siguientes ensayos están destinados a observar la influencia de la temperatura en las mediciones mediante

palpador con máquina herramienta, de modo que para futuras mediciones pueda estimarse la cantidad de error introducida por los gradientes de temperatura y así compensar dicho efecto.

El primer ensayo consiste en medir un casquillo esférico de la placa calibrada 50 veces consecutivas repartidas en 5 tandas de 10 mediciones. Durante el proceso de medición se ha monitorizado tanto la temperatura ambiental, como la temperatura de la placa y del cabezal de la máquina herramienta. Como en el ensayo se quiere determinar el efecto de la temperatura sobre el eje Z, se amarra la placa alineada al plano XZ. Se ha elegido este plano y no el plano YZ porque la máquina herramienta es simétrica según el plano YZ y se espera que los efectos de dilataciones en la estructura de la máquina no tengan apenas influencia en el eje X. De este modo, veremos principalmente las dilataciones que se produzcan en el eje Z. La Figura 5.46 muestra los datos de temperatura recogidos durante la medición.

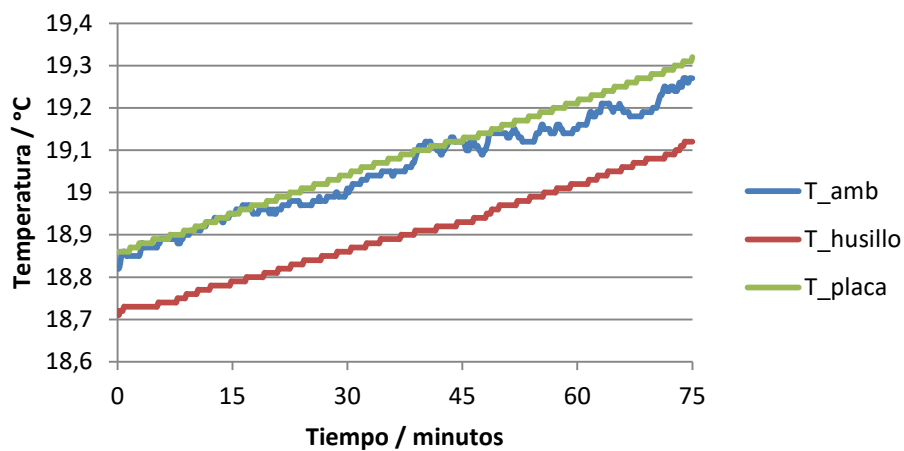


Figura 5.46. Temperatura de la máquina herramienta, de la placa y ambiental.

Durante la medición los motores que mueven los ejes de la máquina herramienta actúan como fuente de calor de modo que en la temperatura del husillo aumenta y como consecuencia aumentan también las temperaturas de la placa y ambiental en la zona de trabajo.

La Figura 5.47 muestra las coordenadas X y Z del centro del casquillo esférico para cada una de las mediciones. En cada serie se ha medido el agujero diez veces consecutivas, tras lo cual se ha dejado un breve periodo de reposo para proceder con la siguiente serie de diez mediciones.

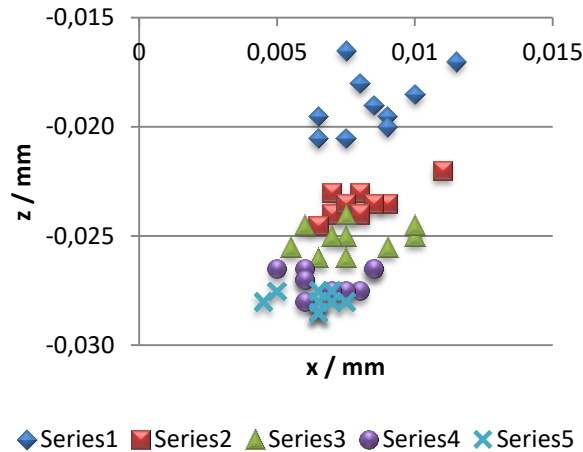


Figura 5.47. Coordenada z del centro de un anillo esférico.

A medida que va aumentando la temperatura del husillo, la máquina herramienta se va expandiendo en dirección vertical por lo que el centro del agujero queda cada vez más “bajo”. La coordenada Z se va reduciendo mientras que la coordenada X se mantiene dentro de unos márgenes fijos (dentro de la incertidumbre).

El siguiente ensayo consistió en realizar cuatro mediciones consecutivas de varios anillos de la placa alineada con el eje XZ, monitorizando de nuevo la temperatura en la columna, la mesa, en el cabezal por la zona del porta-herramientas y la placa patrón. La Figura 5.48 muestra los valores de las temperaturas en la columna correspondiente al eje Z:

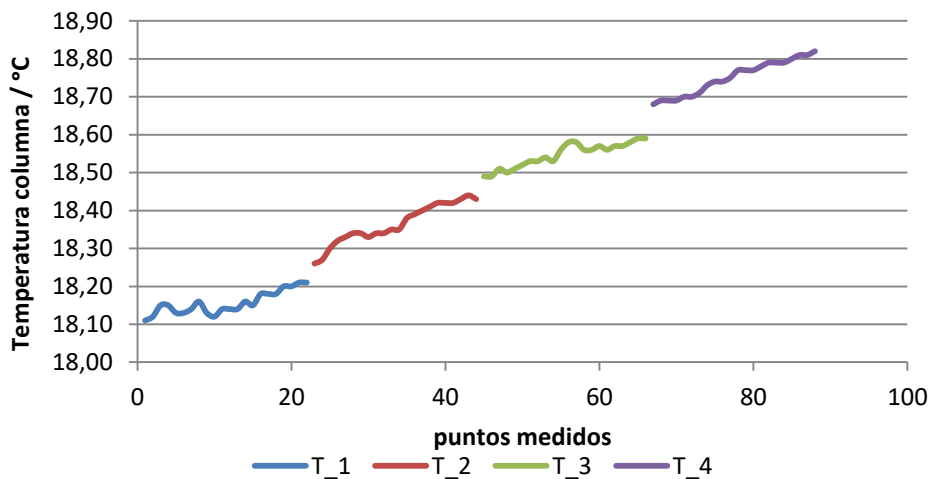


Figura 5.48. Temperatura de la columna durante la medición de 22 puntos cuatro veces consecutivas.

Se observa como la temperatura de la columna va aumentando durante el periodo que duran las cuatro mediciones. Esto es debido a que los motores internos de la máquina herramienta van calentándose y actúan como fuente interna de calor. La Figura 5.49 muestra la desviación de la coordenada z para cada anillo de las cuatro mediciones.

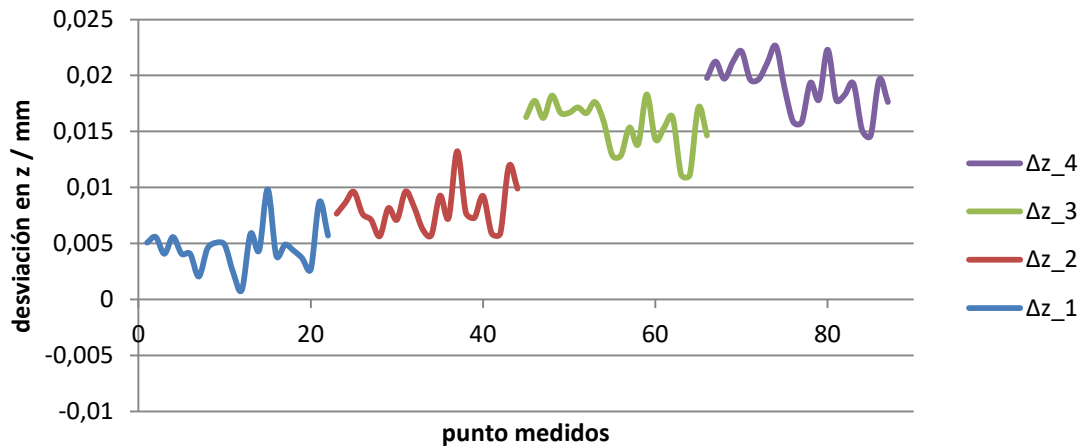


Figura 5.49. Variación de la coordenada z de los 22 puntos medidos cuatro veces consecutivas.

Como se puede ver, a medida que va aumentando la temperatura de la columna va aumentando el error en la coordenada z. Con el valor del coeficiente de dilatación del acero y la longitud de la columna puede corregirse esta desviación aplicando la siguiente fórmula:

$$\Delta z = L_{col} \cdot \alpha_L \cdot \Delta T, \quad (5.9)$$

Donde Δz es la variación de la coordenada z debido a la expansión térmica, L_{col} es la longitud de la columna, α_L es el coeficiente de expansión térmica del acero y ΔT es la variación de temperatura de la columna para cada punto. La Figura 5.50 muestra que se ha logrado compensar la expansión térmica de la columna acotando así la desviación de la coordenada z dentro de un margen de ± 5 micrómetros.

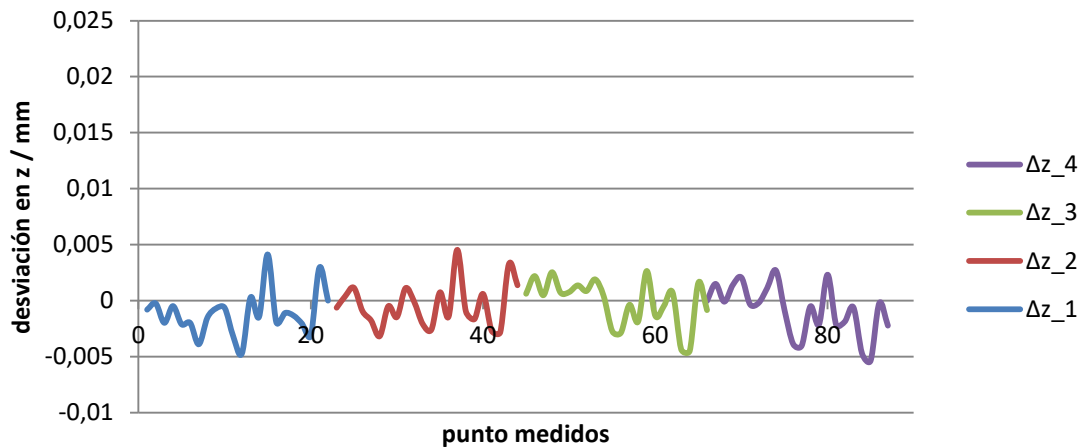


Figura 5.50. Coordenada z tras aplicar la corrección de la expansión térmica.

Mediante la medición de la placa en el plano XZ se ha comprobado expansión de la máquina herramienta en dirección vertical y su influencia sobre la coordenada z. Esta expansión ha podido corregirse ya que la temperatura estaba siendo monitorizada. Para comprobar si las expansiones térmicas de la máquina herramienta influyen sobre las medición en los ejes X e Y, se procede a medir la placa patrón esta vez 6 ocasiones consecutivas sobre el plano XY.

La Figura 5.51 muestra la variación de las coordenadas con respecto al incremento de temperatura del cabezal. Las variaciones se muestran con respecto al primer ensayo realizado, que se ha tomado como referencia.

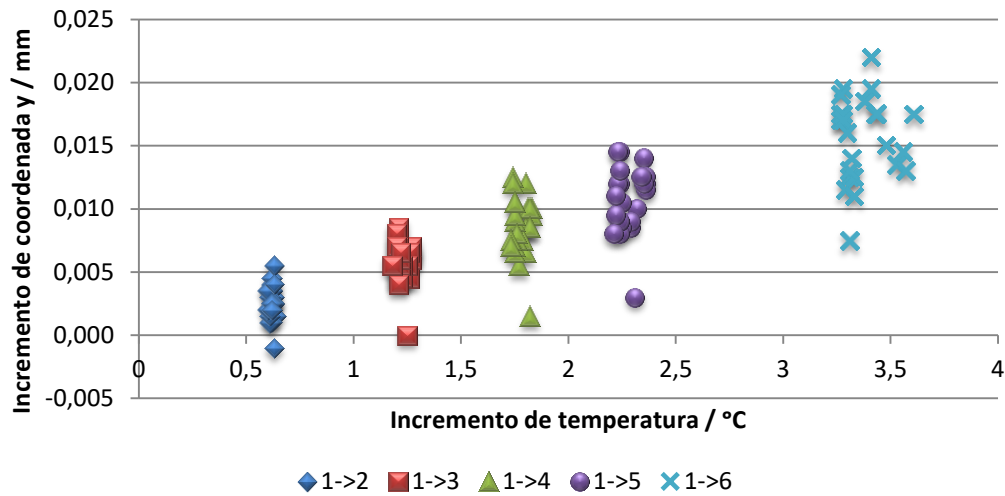


Figura 5.51. Incremento de la coordenada Y respecto a la temperatura del cabezal.

Puede apreciarse como al aumentar la temperatura del cabezal, las mediciones se ven afectadas en el eje Y. Sin embargo, esta tendencia ascendente del error en las coordenadas no se aprecia en el eje X como muestra la Figura 5.52:

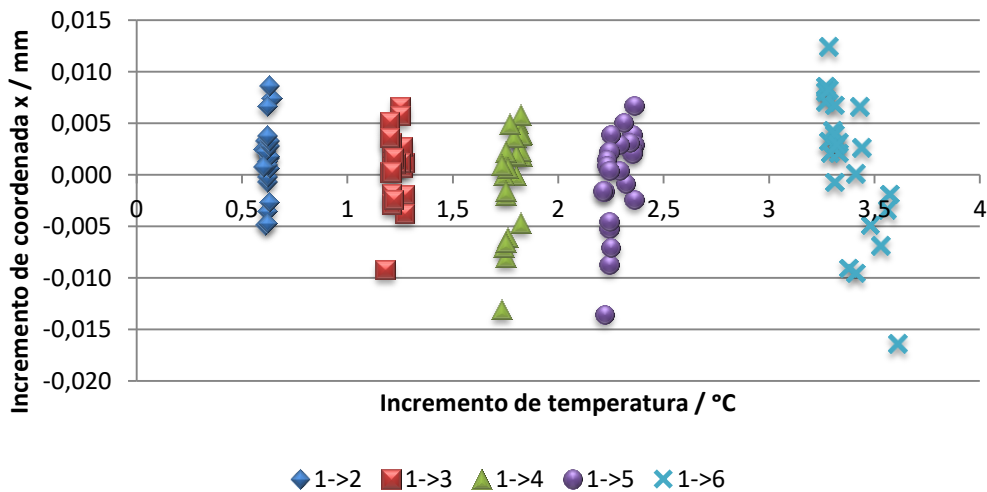


Figura 5.52. Incremento de la coordenada X respecto a la temperatura del cabezal.

Esto se explica porque con el aumento de la temperatura de la máquina herramienta se dilata la estructura en el eje Y, pero en el eje X, al ser simétrico, no se verán afectadas las mediciones.

Con lo visto en los ensayos, puede concluirse que los motores de la máquina herramienta tienen una importante influencia en la medición, ya que dilatan la estructura generando errores principalmente en los ejes Y y Z. El eje X no se ve afectado por los errores de expansión térmica debido a la simetría de la máquina herramienta en el plano YZ.

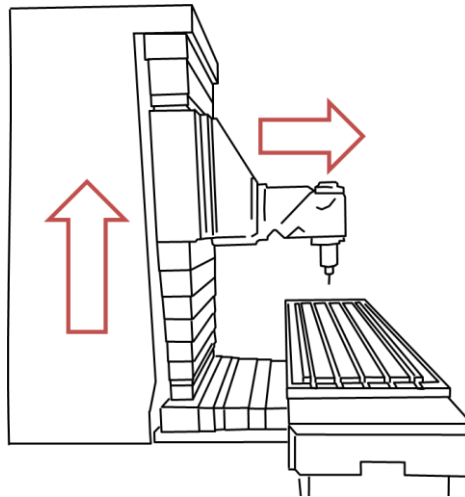


Figura 5.53. Efecto de la dilatación térmica de la máquina herramienta sobre la medición.

La Figura 5.53 muestra una representación gráfica de cómo se dilata la estructura de la máquina herramienta debido principalmente al calor generado internamente por los propios motores que otorgan movimiento a la máquina herramienta. Esta dilatación afectará notablemente a los valores de una medición.

5.6 Fuentes de incertidumbre

La publicación “Study on Machine Tool Positioning Uncertainty Due to Volumetric Verification” se trata de un artículo principalmente teórico en el cual se explica detalladamente el proceso de modelado y simulación de la cadena cinemática. Hay que destacar la complejidad de este estudio debido a la cantidad de incertidumbres y a la dificultad que entraña la estimación de cada una de ellas. La siguiente Figura muestra las incertidumbres que afectan a una verificación de máquina herramienta cuando esta se realiza usando un Laser Tracker como equipo de medición.

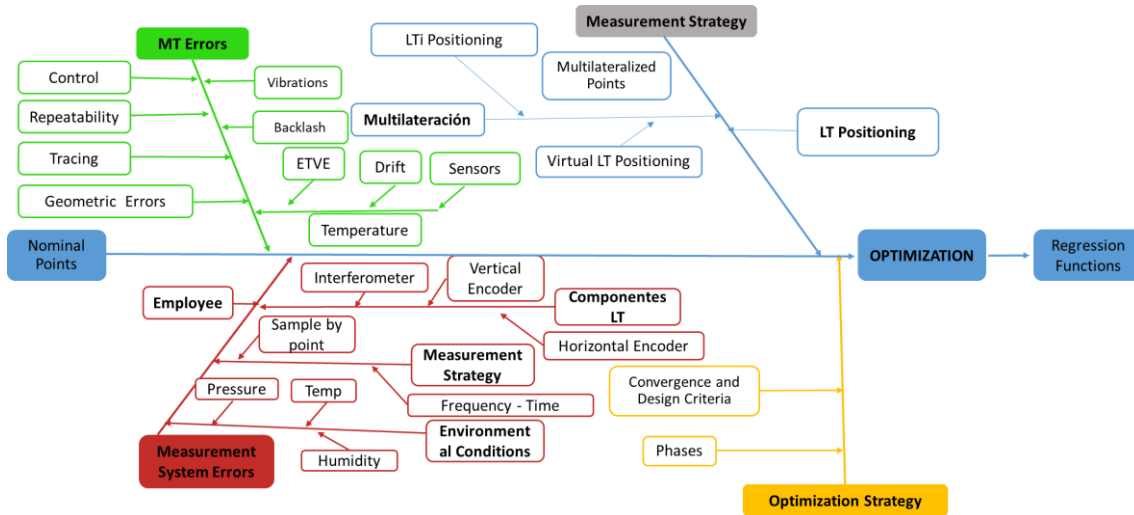


Figura 5.54. Fuentes de incertidumbre que afectan una verificación de máquina herramienta

Las fuentes de incertidumbre se han englobado en cuatro grandes grupos: Fuentes de incertidumbre asociadas a los errores de la máquina herramienta, fuentes de incertidumbre asociadas a los errores del sistema de medición (en este caso, el Laser Tracker), fuentes de incertidumbre asociadas a la estrategia de medición y por último las asociadas a la estrategia de optimización.

Los errores geométricos se han modelado con las funciones de aproximación del mismo modo en que se modelaron anteriormente, con polinomios. Pero en esta ocasión se ha asumido la posibilidad de que al estimar un error geométrico se esté cometiendo un error, por lo que a estos errores se les ha añadido una incertidumbre que ha sido modelada como una distribución normal y como una distribución beta. Todos los errores geométricos tienen asociada una incertidumbre que ha sido introducida en el modelo cinemático.

Dentro del bloque de incertidumbres asociadas a los errores de la máquina herramienta, probablemente los errores causados por la temperatura sean los más complicados de estimar y modelar. Para el cálculo de esta fuente de incertidumbre se han situado diversos sensores en los elementos estructurales de la máquina herramienta. Como la medición y la monitorización de la temperatura se realizan con sistemas totalmente independiente, se ha desarrollado la siguiente ecuación que determina los instantes de tiempo en que la máquina herramienta está en la posición que se va a medir para ligarlo temporalmente con los sensores de temperatura.

$$T_v = \frac{L_T}{F} + T_S \cdot (n - 1), \quad (5.10)$$

Donde L_T es el espacio recorrido por la máquina herramienta entre el punto de medición actual y el anterior, F es la velocidad de movimiento de la máquina herramienta. De modo que $\frac{L_T}{F}$ representa el tiempo que tarda la máquina herramienta en moverse de la posición anterior a la actual. T_S representa el tiempo de parada y n el número de punto medido. Así se calcula el tiempo de cada punto de verificación y se pueden obtener las temperaturas de todos los puntos mirando los datos de los sensores.

Al conocer la temperatura de los distintos elementos estructurales de la máquina herramienta a lo largo de la verificación y teniendo en cuenta los análisis de temperatura vistos en la sección 5.5.3. de esta tesis, se puede realizar una estimación aproximada del error que se produce en la verificación y de la incertidumbre que se añade a la medición.

Además, dentro del modelo cinemático se ha introducido errores derivados de la expansión térmica de los distintos ejes y se ha añadido un término de incertidumbre asociado al coeficiente de expansión térmica. La norma ISO/TR 230-9:2005 aconseja que el valor de la incertidumbre asociada al coeficiente de expansión tenga un valor mínimo del 10% del nominal, y nunca inferior a $0.002 \mu\text{m}/\text{mm}\cdot\text{K}$.

La influencia de los errores de juego, vibraciones, repetibilidad y errores de control han sido modelados como funciones de distribución normales. Sus contribuciones han sido añadidas en el modelo cinemático en los vectores de posición de los ejes X, Y y Z.

Los valores del juego de la máquina herramienta sólo pueden determinarse mediante ensayos de medición en los dos sentidos opuestos de cada eje. El juego de nuestra máquina herramienta ha sido ampliamente estudiado en anteriores mediciones y conforme a esa información ha sido modelado el juego.

La ISO/TR 230-8 es un informe técnico dentro de la norma ISO 230 que se ocupa principalmente de los diferentes tipos de vibración que pueden ocurrir entre la sujeción de la herramienta y sujeción de la pieza de una máquina herramienta. Estas son vibraciones que pueden influir negativamente en el acabado superficial de la pieza.

Por otra parte, la norma ISO/TR 230-2 especifica métodos para probar y evaluar la precisión y la repetibilidad del posicionamiento de los ejes de las máquinas herramienta controlados numéricamente, mediante la medición directa de los ejes individuales en la máquina. Estos métodos se aplican igualmente a sus ejes lineales y rotativos. Sin embargo, cuando se prueban varios ejes simultáneamente, los métodos no se aplican.

Los errores del control no se pueden medir, pero se puede asumir que el control pueda cometer errores. Para ello se han modelado estos errores como una distribución normal.

La incertidumbre derivada de los errores del equipo de medición se han dividido en dos grupos: los errores sistemáticos y los errores aleatorios. Dentro de los sistemáticos se encuentran los provocados por las variaciones de las condiciones ambientales o los ya estudiados relativos al calentamiento interno del Laser Tracker.

El Laser Tracker cuenta con una estación meteorológica que corrige los errores provocados por las variaciones de las condiciones ambientales, sin embargo, hay que tener en cuenta que esta

estación meteorológica tiene una incertidumbre que deberá tenerse en consideración. También habrá que considerar el hecho de que la estación meteorológica toma información de un solo punto del espacio, sin embargo el láser en su medición recorre tramos de aire a distintas condiciones ambientales, esto añade cierta incertidumbre a la medición. En cuanto a la estabilidad térmica inicial del Laser Tracker, antes de realizar la verificación con el Laser Tracker se esperó un tiempo de calentamiento adecuado según lo visto en la sección 5.2, pero en caso de que no se hubiera esperado, habría que añadir el término de incertidumbre asociado a este error.

Por otra parte, los errores aleatorios son los errores de los encoders radial y angular. Estos errores se definen como el ruido de la medición y han sido modelados como distribuciones normales. La incertidumbre asociada al retro-reflector también se modela como una distribución normal, que además dependerá del ángulo de incidencia que tenga el Laser Tracker sobre el retro-reflector para cada punto de medición.

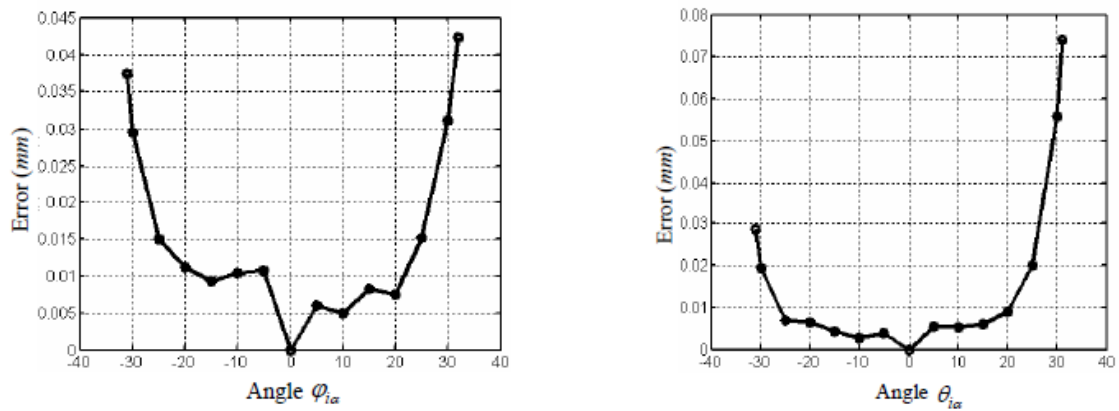


Figura 5.55. Error debido a los ángulos de incidencia del retro-reflector [147].

La principal fuente de incertidumbre dentro del bloque de incertidumbres asociadas a la estrategia de medición es la relativa al posicionamiento del Laser Tracker. La posición óptima del Laser Tracker puede ser calculada manteniendo las matrices T_{LT} y R_{LT} del modelo cinemático como incógnitas e introduciendo las restricciones de espacio. Además, a estas dos matrices se les ha añadido un término de incertidumbre que se asocia a los errores que los ajustes por mínimos cuadrados puedan añadir.

Finalmente, en cuanto al bloque de incertidumbres asociado a la estrategia de optimización se debe a la variación del error residual de la verificación en función del método de identificación de errores, las funciones de aproximación usadas, la estrategia de optimización o los criterios de convergencia usados.

Las funciones de aproximación pueden modelarse como constantes, como polinomios de orden n , como desarrollo de Taylor, etc.

En cuanto a las estrategias de optimización, a parte de los diferentes algoritmos que pueden usarse, como Gauss-Newton, Levenberg-Marquart, etc. la siguiente Figura muestra cómo se puede elegir entre resolver el sistema mediante 1, 2 o 3 fases.

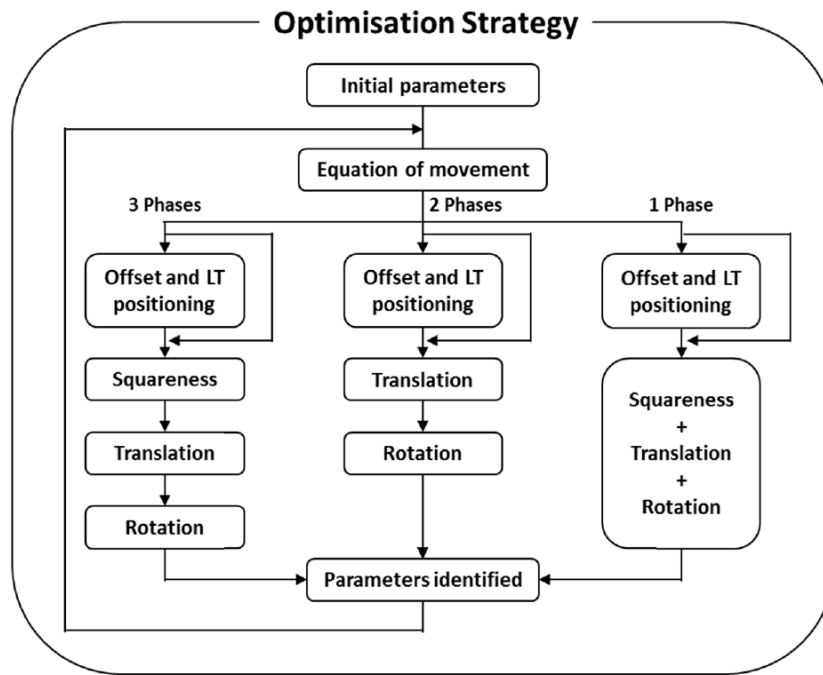


Figura 5.56. Estrategias de optimización.

Una fase implicaría resolver los errores de perpendicularidad, traslación y rotación a la vez. Resolverlo en dos fases supondría fusionar los errores de perpendicularidad con los de traslación y tras determinar estos errores resolver los de rotación. Finalmente, resolverlo en tres fases supondría resolver primero las perpendicularidad, tras ellos los errores de traslación y finalmente los errores de rotación.

Para determinar la incertidumbre entre usar un proceso u otro, habría que realizar simulaciones con el método Monte Carlo para obtener la dispersión entre emplear una estrategia de optimización o usar otra.

5.7 Medición de errores del ALICONA

5.7.1 Medición de errores con interferómetro

Para el trabajo realizado con máquinas de medición mediante variación focal se ha empleado un Alicona G5 Infinite Focus. Esta es una máquina de tres ejes lineales y dos ejes rotatorios. En las mediciones realizadas se instaló una plataforma sobre los ejes X e Y, de modo que se pudieran realizar ensayos como si se tratase de una máquina de medición de tres ejes lineales únicamente.

Inicialmente se siguieron las normas ISO 230 y ASME B5.54-2005 para la verificación del eje Z del Alicona. El montaje es complicado y delicado, ya que hay que amarrar y alinear correctamente el retrorreflector al eje Z que contiene las lentes. Para poder realizar el amarre fue necesario comprar las dos piezas que se muestran en la Figura 5.57. A la izquierda se ven las dos piezas unidas al retrorreflector y a la derecha el conjunto ya amarrado a una de las lentes del eje Z.



Figura 5.57. Piezas utilizadas para la verificación del error de posición del eje Z.

El montaje completo se muestra en la siguiente Figura:

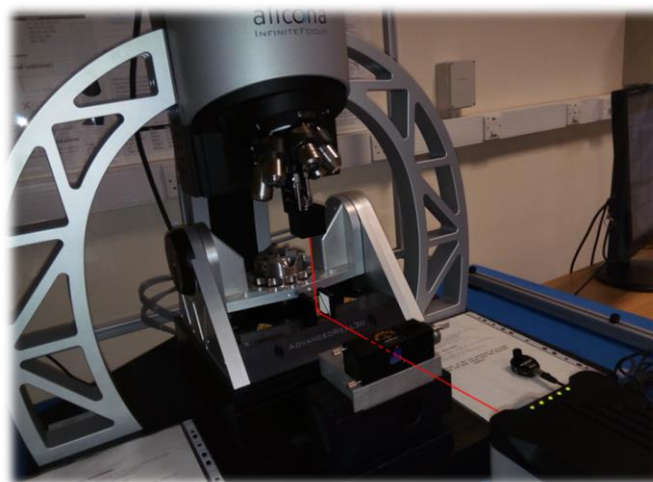


Figura 5.58. Montaje para la verificación del error de posición del eje Z.

Los errores de posición del eje Z a lo largo de 80 mm de recorrido son los siguientes:

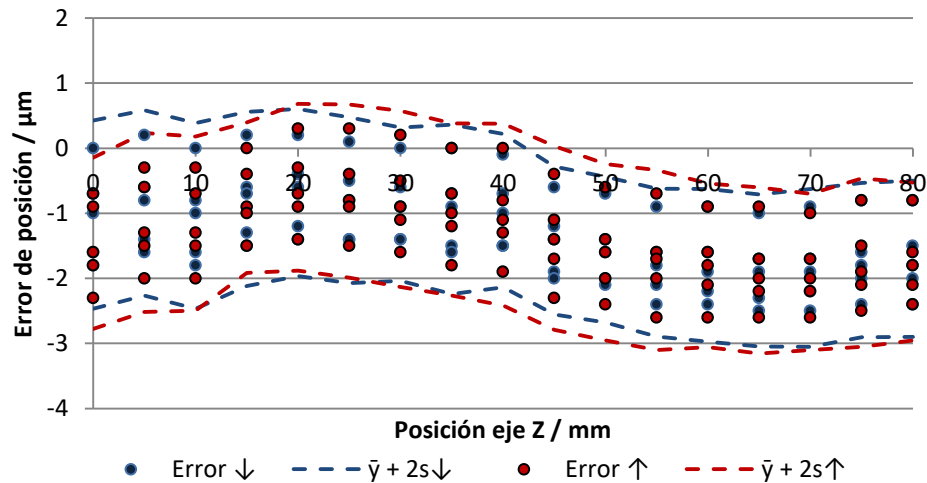


Figura 5.59. Error de posición eje Z en los dos sentidos de movimiento.

El eje Z es el encargado de mover las lentes. Por ello, requiere un posicionamiento de altísima precisión, ya que para un correcto funcionamiento del software de *stitching* se debe conocer la altura exacta a la que se encuentra la lente.

La siguiente Figura muestra la desviación inversa del error de posición del eje Z:

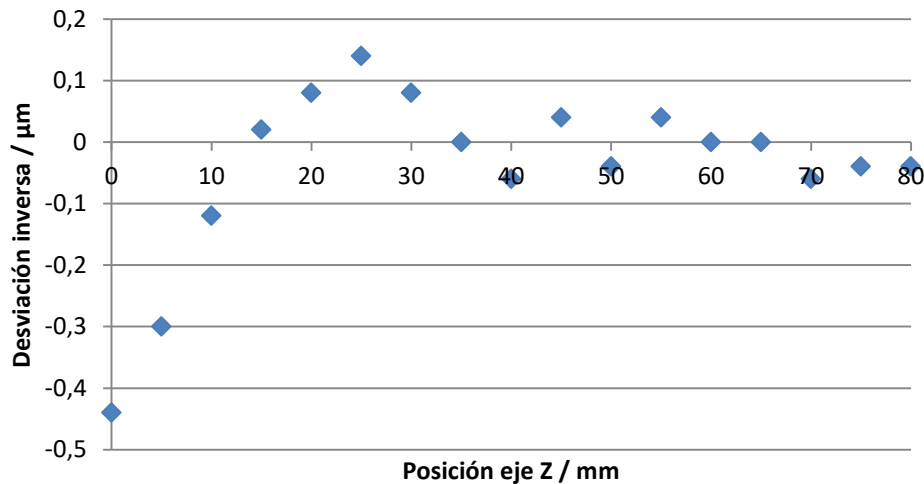


Figura 5.60. Error de posición eje Z en los dos sentidos de movimiento.

La desviación inversa es la diferencia entre el error medio cuando el eje se mueve en un sentido y el error medio del sentido inverso. Esta desviación tiene valores mayores en magnitud para valores del eje Z más bajos y cuando las lentes están en una posición más elevada, esta desviación toma valores cercanos a cero. Viendo la Figura 5.61 se podría pensar que este fenómeno se produce en cotas de Z más bajas se produce una flexión mayor del eje que en Z más elevadas debido a la rigidez de la estructura.



Figura 5.61. Dos posiciones del eje Z del Alicona: Z=0 mm (izda.) y Z=80 mm (dcha.).

Una recomendación que puede extraerse de la Figura 5.60 y 5.61 es que las mediciones serán más estables cuanto más alto se coloque en z la muestra a medir.

Por otra parte, dada la importancia del eje Z y sabiendo que los errores de origen térmico tienen gran importancia en todas las máquinas de medición, se decidió realizar un ensayo de cuatro horas de duración en el que se midió la posición de dos puntos, uno a cada extremo del eje Z (Z = 5 mm y Z = 75 mm). Los resultados se muestran en la siguiente Figura:

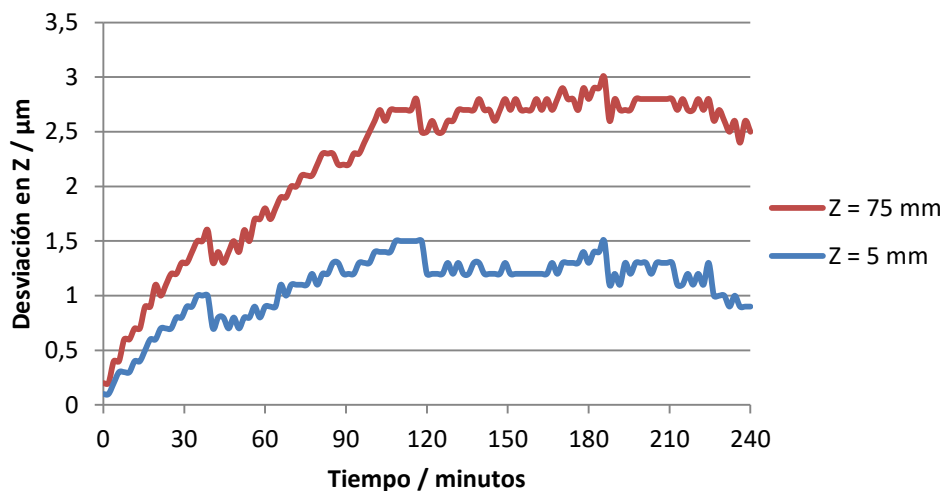


Figura 5.62. Desviación de las dos posiciones del eje Z.

Las dos coordenadas han variado a lo largo del tiempo con distinto orden de magnitud, esto significa que el eje se ha dilatado térmicamente. La diferencia entre las dos desviaciones es el valor de la variación de la longitud del eje:

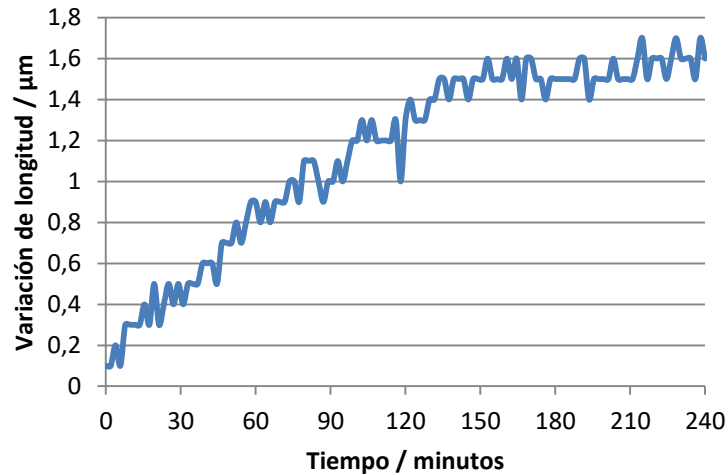


Figura 5.63. Variación de la longitud del eje Z.

De estas dos Figuras se extrae la conclusión de que durante las primeras 3 horas de un uso prolongado del Alicona con movimientos del eje Z extensos, dicho eje sufre una expansión debido al calentamiento del mismo que alcanza los 1,5 µm. De todos modos, este efecto y los errores en el eje Z no se van a estudiar de aquí en adelante, ya que en una medición convencional, el eje Z tiene un recorrido limitado. De hecho, en los ensayos que se muestran a continuación, el recorrido del eje Z toma valores de entre 1 y 2 mm.

Las limitaciones de espacio, añadido a las dificultades técnicas del método, dificultaron la realización de una verificación los ejes X e Y del Alicona mediante el interferómetro. Por este motivo, se tuvo que desarrollar una técnica diferente para realizar la verificación de la plataforma de movimiento de los ejes X e Y. La técnica desarrollada es novedosa y se aplica mediante técnicas de auto-calibración. El método consiste en medir un patrón que no necesita estar calibrado ya que se van a comparar las mediciones de diversos puntos con y sin *stitching*. Ya que los puntos con *stitching* tienen los errores de posicionamiento corregidos por el software. Pero los puntos que no estén “cosidos” con otras imágenes estarán afectados de los errores de posición de la posicionadora.

5.7.2 Análisis de las mediciones con y sin stitching

Los errores de la posicionadora carecen de importancia si la pieza que ha de medirse se halla dentro de la imagen por completo. En dicho caso, es el software que va captando imágenes a medida que las lentes se acercan y va analizando en qué momento están perfectamente enfocados cada uno de los píxeles proporcionando así las coordenadas de cada punto. Sin embargo, si la pieza medida fuese de un tamaño que no es posible captar con una sola imagen, o si se quiere conocer la distancia entre varios puntos separados una distancia mayor que la apertura del enfoque, para estos casos sería necesario tomar varias imágenes sucesivas a lo largo de los ejes X e Y.

Al desplazarse la plataforma solidaria a los ejes X e Y, la medición podría verse afectada por los errores de posición. Para compensar estos errores, el Alicona cuenta con un software que mediante *stitching*, o cosido de imágenes, entrelaza una imagen con la anterior mediante un procesamiento de imagen de modo que la nueva imagen medida puede ser localizada respecto a la anterior al tener ambas imágenes una zona de solape (aproximadamente el 20% de la imagen).

Este software consigue corregir los errores de posición hasta valores de 2 μm en movimientos de 20 mm a lo largo del plano XY, según las especificaciones proporcionadas por el fabricante. Pero no siempre va a ser posible realizar el solapamiento de las imágenes. Puede darse la circunstancia de que por la geometría de la pieza sea imposible realizar el *stitching* de todas las imágenes, o en el caso de una pieza con desniveles o cierta pendiente, incluso por riesgo de colisión o puede ser que para unir todas las imágenes sea necesario que el eje Z haga recorridos mucho mayores de lo habitual, con el consiguiente aumento del coste computacional y del tiempo para realizar y procesar la medición.

Para comparar una medición con *stitching* y otra *stitching free* se ha elegido una pieza calibrada con la cual la Universidad de Nottingham ya había trabajado previamente [146].

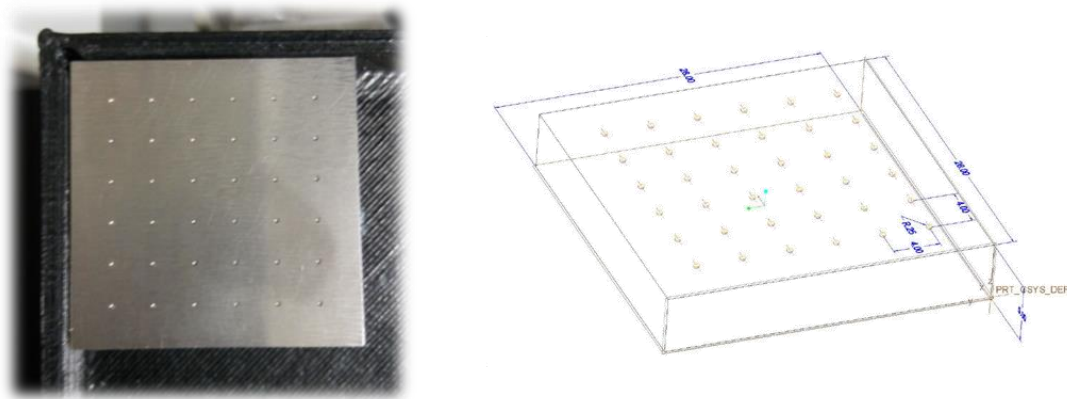


Figura 5.64. Artefacto utilizado para las primeras mediciones con y sin stitching.

Se trata de un bloque de acero de dimensiones exteriores 28 × 28 mm, con una malla de 6 × 6 agujeros semiesféricos, separados entre sí 4 mm. Este artefacto ha sido calibrado con una máquina de medir por coordenadas de alta precisión.

Para medir con el Alicona, el primer paso a seguir es colocar la muestra sobre la plataforma. En segundo lugar, con los controles hay que acercar la lente a la pieza lo suficiente como para verla parcialmente enfocada. Una vez localizada la pieza, se selecciona el campo de la imagen (*ImageField*). Para ello se seleccionan los límites superiores e inferiores de los tres ejes. En el caso particular de los límites del eje Z, hay que seleccionar un límite superior donde la imagen esté totalmente desenfocada y un límite inferior donde la imagen esté totalmente desenfocada después de haber pasado por la zona donde la imagen se enfoca correctamente. De este modo nos aseguramos que en el barrido de Z el Alicona capturará en algún momento cada punto perfectamente enfocado.

Una vez se ha seleccionado el *ImageField*, la máquina de medición realizará un barrido por el recorrido completo tomando una imagen preliminar que no contiene coordenadas, pero le sirve al usuario para comprobar que la pieza va a ser medida por completo. En este instante, el usuario tiene la posibilidad de descartar aquellos recuadros que el usuario quiere que el Alicona no mida. Antes de realizar la medición, si existieran zonas sin solapar, el software manda un aviso de que las imágenes del *ImageField* no forman un área coherente y por lo tanto las áreas separadas estarán limitadas por la incertidumbre de la plataforma.

El siguiente paso es iniciar la medición. Alicona ejecuta la medición siguiendo siempre la misma rutina. Primero se sitúa en el recuadro que esté situado a menor cota X y mayor cota Y. A partir de ese momento empezará a medir una imagen tras otra moviéndose en el sentido de +Y a -Y y de -X a +X. El eje Z siempre se moverá de +Z a -Z..

Una vez finalizado el procesado de las imágenes, aparecerán en el software de post-procesado. En esta parte del proceso pueden seleccionarse que zonas se quieren estudiar, siendo posible analizar distancias, rugosidad, forma, etc. Para ello se selecciona el agujero del cual se quiere obtener sus coordenadas, se recorta y se guarda como un elemento aislado para analizarlo. Se selecciona el menú *3DFormMeasurement* que permite ajustar los puntos medidos a una forma geométrica, en este caso se trata de una esfera. Entre otros datos, el software proporciona las coordenadas X, Y, Z del centro de la esfera, el radio y la desviación mínima, máxima y media de los puntos respecto a la esfera estimada por mínimos cuadrados.

Para el análisis de la medición con *stitching* frente a la medición sin *stitching* se procedió a medir una fila y una columna del artefacto presentado en la Figura 5.64 para analizar el eje X y el eje Y respectivamente. Aunque cada fila o columna tiene seis puntos, por simplicidad se van a estudiar únicamente los de ambos extremos de la fila o columna. Se realizó la medición de seis formas distintas, variando las casillas que se des-seleccionaban de la siguiente manera:

- La imagen con todo el *ImageField* solapado correctamente a modo de referencia.
- Se han tomado sólo las imágenes de los dos agujeros que van a ser comparados.
- Se ha tomado la imagen del primer agujero, la siguiente imagen se ha desechado y todas las demás hasta el último agujero se han tomado con solapamiento.
- Se ha descartado únicamente una imagen situada a mitad de camino entre el primer agujero y el último.
- Se ha desechado únicamente una imagen situada inmediatamente antes del último agujero medido.
- Se han alternado una imagen medida con una desechada hasta llegar al último agujero.

La siguiente Figura muestra cómo quedan las seis mediciones en el post-procesado.

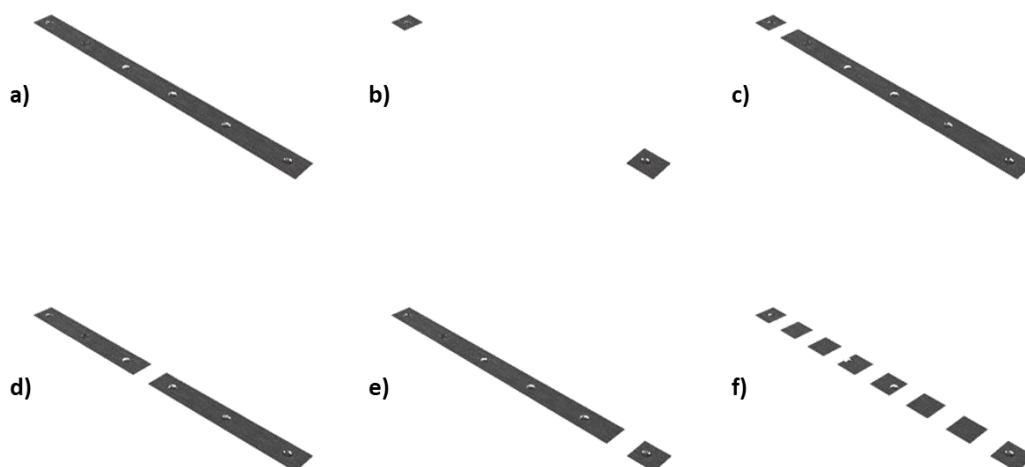


Figura 5.65. Configuraciones del *stitching* estudiadas.

Las seis mediciones se han realizado de manera consecutiva, sin mover el artefacto ni cambiar los límites del *ImageField*, de esta manera nos aseguramos que las seis mediciones realicen exactamente los mismos movimientos de los ejes del Alicona para medir los agujeros.

Con las coordenadas obtenidas se calcula la distancia euclídea de los agujeros de los extremos, ya que estos acumularán el error del posicionamiento a lo largo de los 20 milímetros. Las siguientes Tablas muestran los resultados obtenidos para los ejes X e Y respectivamente.

Tabla 5.5. Distancia entre los agujeros de los extremos para cada estrategia en los dos ejes.

Estrategia	Eje X		Eje Y	
	Distancia / mm	Diferencia / μm	Distancia / mm	Diferencia / μm
a)	20.0079	-	20.0047	-
b)	19.9933	-14.6	20.0026	-2.2
c)	20.0063	-1.5	20.0049	0.2
d)	19.9989	-8.9	20.0032	-1.5
e)	19.9930	-14.8	20.0020	-2.7
f)	19.9929	-15.0	20.0016	-3.1

Tomando como referencia el caso a) se observan las mayores diferencias en los casos b), e) y f), con errores de -14.6 μm , -14.8 μm y -15.0 μm respectivamente para el eje X y errores de -2.2 μm , -2.7 μm y -3.1 μm para el eje Y. Estos tres casos tienen en común la ausencia del penúltimo cuadrante. En el caso d), que únicamente le falta la información de un cuadrante a mitad de camino, tiene un error por eje de aproximadamente la mitad del error máximo visto, es decir -8.9 μm para el eje X y -1.5 μm para el eje Y. Por último, el caso c) es el de menor error en los dos ejes, con errores de -1.5 μm en el eje X y 0.2 μm en el eje Y.

El error en distancia parece directamente proporcional a la cantidad de cuadrantes que hay desde el inicio de la medición hasta el momento en que se descarta el último cuadrante. El software de *stitching* recoge información de los encoders para saber su posicionamiento de la primera imagen tomada. A medida que va avanzando, va cosiendo imágenes de modo que obtiene las coordenadas de cada punto de cada cuadrante. En el momento en que no puede formar un área coherente por falta de información de algún cuadrante, entonces para posicionarse vuelve a consultar los datos del encoders. Pero estos están afectados por los errores de posicionamiento. Para estudiar estos errores, se diseñó y fabricó un nuevo artefacto que tuviera las dimensiones necesarias para poder recorrer la longitud de los dos ejes.

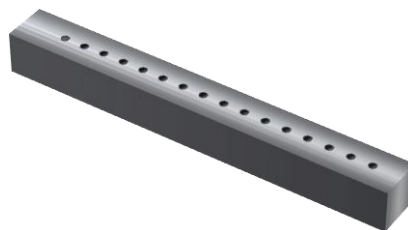


Figura 5.66. Artefacto diseñado para medir los errores de mediciones stitching free.

El artefacto es un bloque de aluminio de dimensiones exteriores 180 × 18 × 18 mm. En una superficie se han realizado 17 agujeros alineados de 2 mm de diámetro estando separados por 10 mm con respecto al siguiente. El artefacto no requiere que las distancias entre los agujeros

estén calibradas, porque las coordenadas medidas sin *stitching* serán comparadas consigo mismas cuando la medición se realice con *stitching* para calcular los errores.

La Figura 5.67 muestra tres de las posiciones en que se midió el artefacto. Se realizaron varias mediciones de cada ensayo. Todas las mediciones del artefacto fueron realizadas primero con *stitching* e inmediatamente después sin *stitching*.

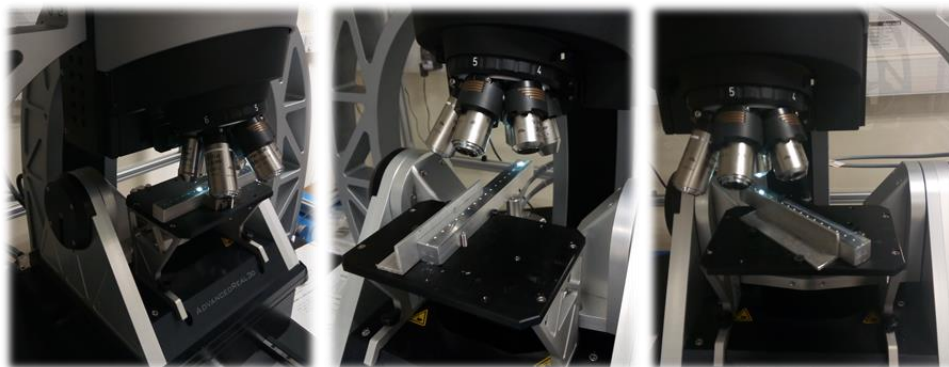


Figura 5.67. Artefacto alineado con el eje X (izda.), con el eje Y (centro) y oblicuo (dcha.).

Del mismo modo en que se calcularon los componentes de error en el apartado de medición de los errores mediante la placa patrón, se pueden calcular algunos errores de posición y de rotación para compensar las desviaciones entre con *stitching* y sin *stitching*. La siguiente Figura muestra los seis parámetros de error que se han estimado en el post-procesado del mismo modo en que se calcularían por métodos directos.

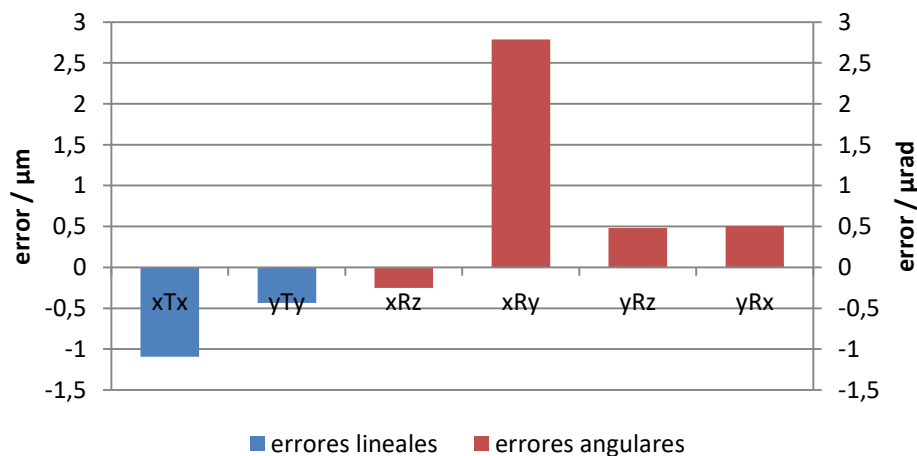


Figura 5.68. Parámetros de error calculados en el post-procesado.

Con los parámetros de error estimados, pueden compensarse las tres mediciones del artefacto. La siguiente Figura muestra las desviaciones euclídeas antes y después de compensar los errores.

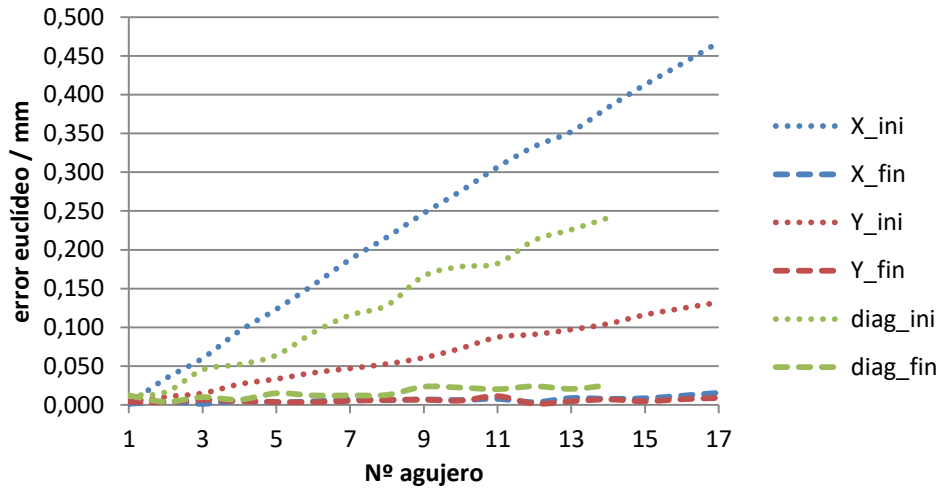


Figura 5.69. Desviación antes y después de corregir los errores (inicial y final respectivamente).

Estos errores compensan con bastante precisión los errores medidos. Pero para alcanzar la solución óptima se ha realizado un programa de Matlab donde se introducen todos los datos de las mediciones con y sin *stitching*. Las coordenadas pasan por el modelo matemático que simboliza el movimiento del Alicona con los errores introducidos dentro del modelo.

Para el modelado de los errores se ha realizado el modelo cinemático de una máquina del tipo YXFZ, pero como en una medición el eje Z tiene un recorrido de menos de un milímetro, se ha decidido despreciar los errores en dicho eje. De modo que la ecuación que rige el movimiento del Alicona es la siguiente:

$$\overline{T_P} = \overline{R_X}^{-1} \left[\overline{R_Y}^{-1} \cdot [\overline{T_L} - \overline{T_Y}] - \overline{T_X} \right], \quad (5.11)$$

Donde $\overline{T_P}$ son las coordenadas de un punto en un sistema de coordenadas tridimensional sin errores, ya que proviene de los resultados con *stitching*. $\overline{T_L}$ es un vector que contiene la coordenada z del punto medido. $\overline{T_X}$ y $\overline{T_Y}$ son los vectores de traslación de los ejes x e y, mientras que $\overline{R_X}$ y $\overline{R_Y}$ son las matrices que contienen los errores de rotación, de modo que desarrollados serían:

$$T_X = \begin{pmatrix} -x + xTx \\ xTy - x \cdot xWy \\ xTz - x \cdot xWz \end{pmatrix}, \quad (5.12)$$

$$T_Y = \begin{pmatrix} yTx \\ -y + yTy \\ yTz - y \cdot yWz \end{pmatrix}, \quad (5.13)$$

$$T_L = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ z \end{pmatrix}, \quad (5.14)$$

$$R_k = \begin{pmatrix} 1 & -kRz & kRy \\ kRz & 1 & -kRx \\ -kRy & kRx & 1 \end{pmatrix}, \quad (5.15)$$

Con $k = \{x, y\}$.

Por otra parte, cada uno de los componentes de error que hay dentro de las matrices de rotación y vectores de posición, han sido modelados como polinomios. Se empezó modelándolos como polinomios de orden 0, para después ir complicando el modelo pasando a modelar dichos errores como polinomios de orden 1 y después como polinomios de orden 2.

De este modo, al modelar los errores como polinomios de orden 0, se tendrían 15 incógnitas que optimizar. En el caso de que los polinomios fueran modelados como polinomios de orden 1, las incógnitas serían 27 y no 30, ya que los términos lineales de xTy , xTz y yTz son equivalentes de los errores de perpendicularidad xWy , xWz y yWz ; si se modelasen ambos, unos errores interferirían con los otros. Lo mismo al modelar los errores como polinomios de orden dos, de modo que la cantidad de incógnitas a optimizar serían 42 en lugar de ser 45.

Se han introducido en el modelo cinemático datos de 3 ensayos como los anteriormente descritos: uno alineando el artefacto al eje X, otro al eje Y y un tercer ensayo con el artefacto oblicuo (Figura 5.67). Los ensayos que se han seleccionado tienen en común que el primer punto, al que se le asignarían las coordenadas del origen de coordenadas, están físicamente localizados en la misma zona como muestra la siguiente Figura:

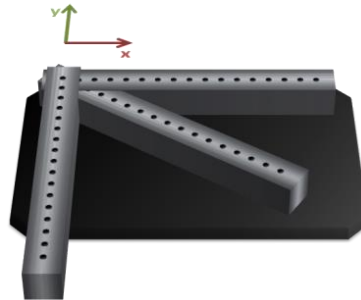


Figura 5.70. Ensayos elegidos para el modelado de los errores.

El algoritmo utilizado para solucionar este sistema no lineal de ecuaciones es el algoritmo Levenberg-Marquardt. Para demostrar que la solución alcanzada es idónea, se han utilizado los valores de los parámetros hallados para compensar los errores en todas las mediciones que se han realizado, lo que comprende varios ensayos con el artefacto alineado con los ejes X e Y, pero en distintas posiciones dentro del espacio de trabajo, y también varios ensayos con el artefacto posicionado de forma oblicua a los ejes X e Y.

Se han utilizado información de 45 puntos para corregir los errores de 162 puntos medidos en varios ensayos. El error medio inicial de los 162 puntos medidos es de 141.42 μm . Se han estimado los parámetros de error para los modelados como orden 0, orden 1 y orden 2. Con esos parámetros se han realizado las compensaciones y se ha calculado el error residual medio de las tres formas de modelar siendo 14.51 μm , 12.28 μm y 12.74 μm el valor obtenido para orden 0, orden 1 y orden 2 respectivamente. Sus respectivas desviaciones estándar son 9.26 μm , 11.60 μm y 7.70 μm .

A la vista de los resultados, aunque lo más lógico hubiera sido que los mejores resultados se obtuvieran para el modelado de los parámetros mediante polinomios de orden 2, los mejores resultados se han obtenido con el modelado de orden 1.

Se ha comprobado que determinados parámetros interfieren con otros parámetros dentro del modelo, dificultando que se alcance una solución realmente óptima. La siguiente Figura muestra cómo a medida que aumenta el número de iteraciones el error residual medio aumenta debido a estas interferencias.

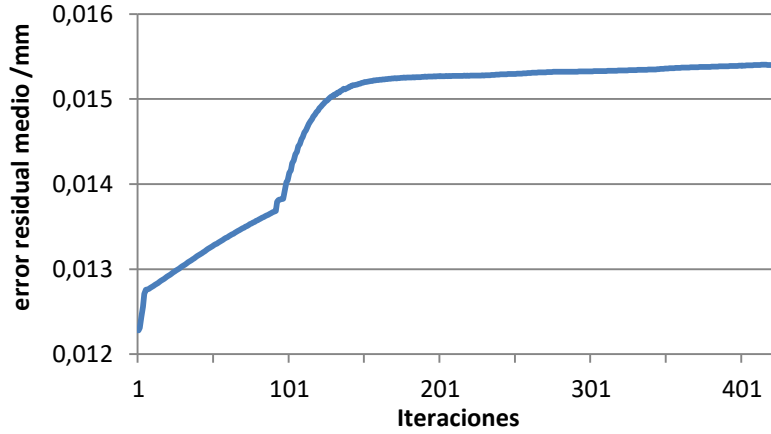


Figura 5.71. Error residual medio frente al número de iteraciones.

Para evitar que determinados errores se solapen con otros, se han desarrollado las ecuaciones del modelo para simplificarlo eliminando aquellos componentes de segundo grado. Es decir, cuando un componente de error esté multiplicando a otro, ya que si ambos son del orden de 10^{-3} mm, el producto de ambos resultara de 10^{-6} mm y por lo que se podrá despreciar. Tras desarrollar las ecuaciones como se muestra en el artículo “*Lateral error compensation for stitching-free measurement with focus variation microscopy*” se llega a la siguiente ecuación:

$$\begin{bmatrix} X_P \\ Y_P \\ Z_P \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} xTx_0 + yTy_0 \\ yTy_0 + xTx_0 \\ yTz_0 + xTz_0 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} (1 - xTx_1) & yRz_0 & 0 \\ xWy & (1 + yTy_1) & 0 \\ xWz & yWz & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \end{bmatrix}. \quad (5.16)$$

De este modo, el modelo definitivo puede resolverse estimando 9 componentes de error. La siguiente Figura muestra los valores de los 9 parámetros al resolverse el modelo con los 3 ensayos utilizados anteriormente mediante el algoritmo de Levenberg-Marquardt.

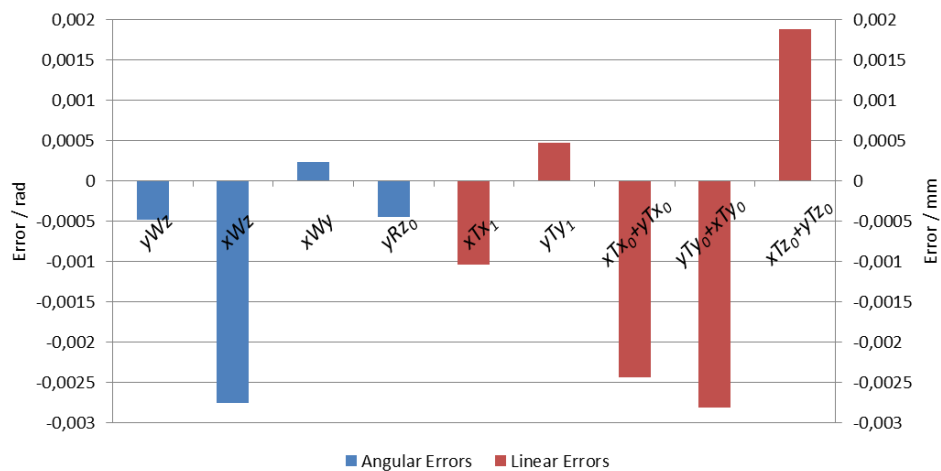


Figura 5.72. Valores de los parámetros de error estimados para la lente 5x.

Con estos parámetros de error y de nuevo con ayuda del modelo, es posible compensar los errores de posición y las desviaciones en distancias de las mediciones sin *stitching* con respecto a las mediciones con *stitching*. La siguiente Figura muestra los errores en distancia antes y después de compensar los parámetros de error estimados mediante Levenberg-Marquardt.

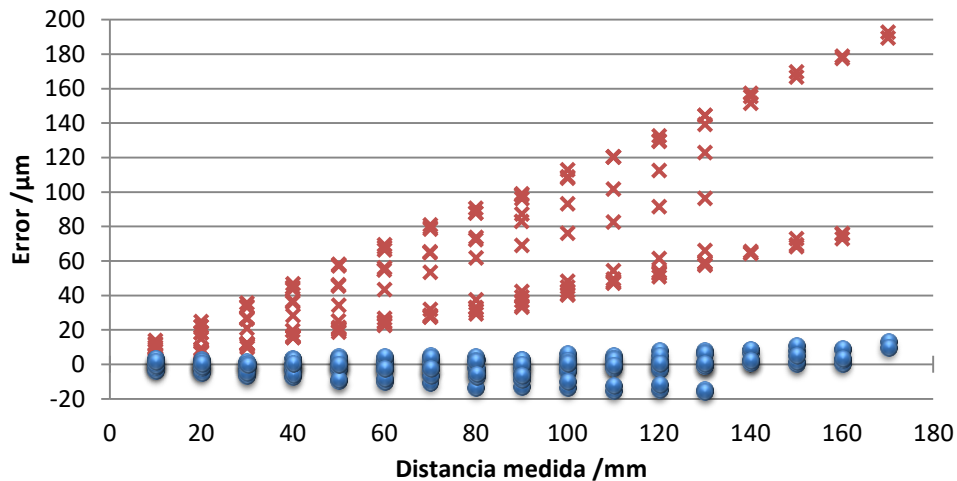


Figura 5.73. Errores en distancia de las mediciones antes y después de compensar los errores.

La siguiente Figura muestra las desviaciones de posición en el sistema de coordenadas 3D, de los puntos sin *stitching* con respecto a esos mismos puntos medidos con *stitching*.

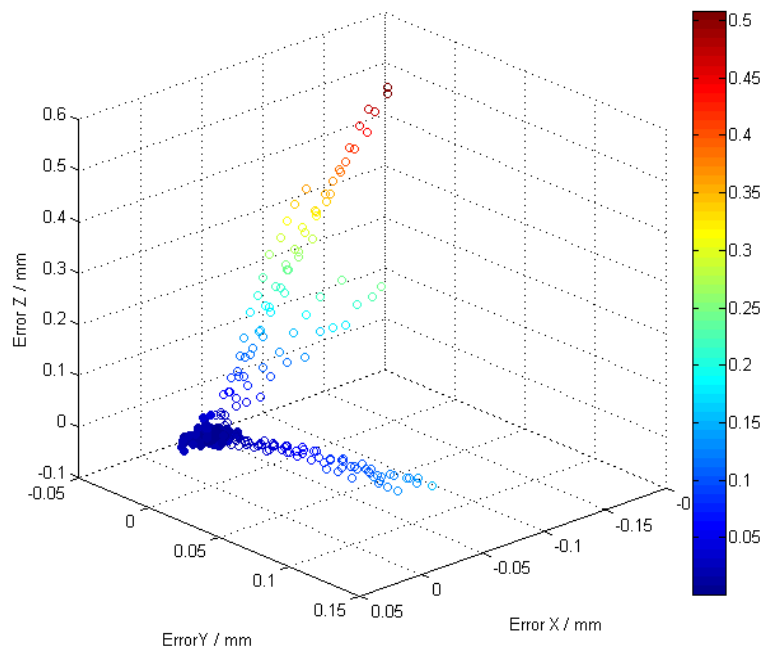


Figura 5.74. Errores de posición (mm), antes y después de compensar los errores.

Con dichos parámetros, el error residual medio alcanzado es de 10.19 μm con una desviación estándar de 7.32 μm . Por lo que se ha logrado una mejora respecto a los otros 3 modelos presentados anteriormente, como se puede ver en la siguiente tabla que compara los resultados de los 4 modelos.

Tabla 5.6. Comparación de los diferentes modelados de los parámetros.

modelado	Nº de parámetros	Error residual medio	Desviación estándar
Orden 0	15	14.51 μm	9.26 μm
Orden 1	27	12.28 μm	11.60 μm
Orden 2	42	12.74 μm	7.70 μm
Simplificación	9	10.19 μm	7.32 μm

Estos resultados son los obtenidos para mediciones realizadas con la lente 5 \times , como se ha dicho anteriormente. Sin embargo, dicho proceso puede realizarse también para otras lentes, como por ejemplo la usada para medir el artefacto de la Figura 5.64, es decir, la lente 10 \times . Es de esperar que distintas lentes tengan asociados distintos errores de perpendicularidad debido a que estos errores pueden depender del montaje de la propia lente.

Con el mismo modelo matemático y el algoritmo de Levenberg-Marquardt se han estimado las componentes de error de la lente 10 \times , los resultados obtenidos se muestran en la siguiente Figura.

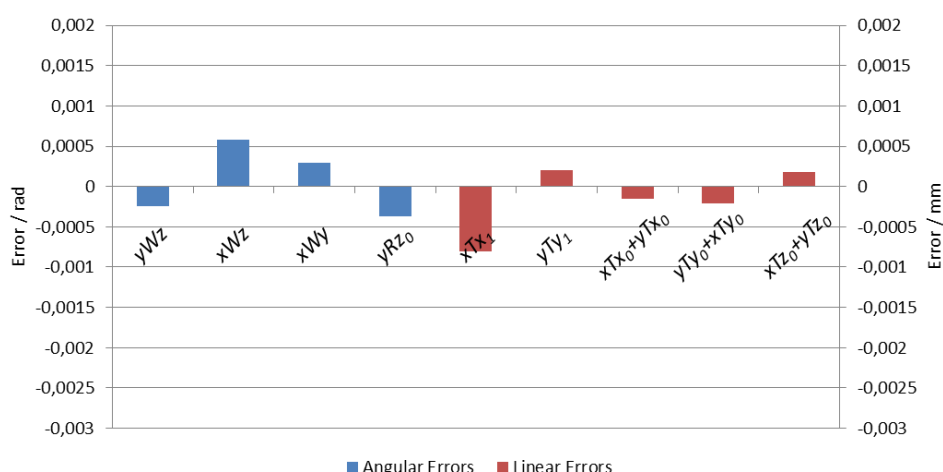


Figura 5.75. Valores de los parámetros de error estimados para la lente 10 \times .

Para comprobar que estos parámetros de error compensan correctamente los errores, se ha comprobado sobre una medición del artefacto completa. Se ha medido con y sin *stitching*, como muestra la siguiente Figura.

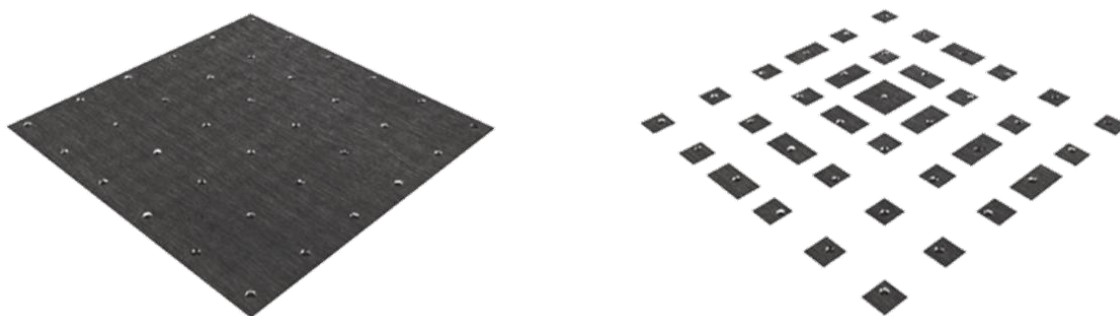


Figura 5.76. Medición del artefacto con stitching (izquierda) y sin stitching (derecha).

La diferencia de tiempo entre una medición y otra es considerable, no obstante mientras que en la medición con *stitching* se necesitan medir 225 cuadrantes, en la medición sin *stitching* se han requerido únicamente 49 cuadrantes. La siguiente Figura muestra la desviación de las distancias de la medición sin *stitching* con respecto a la medición con *stitching* antes de compensar los errores estimados en la Figura 5.77 y después de compensarlos.

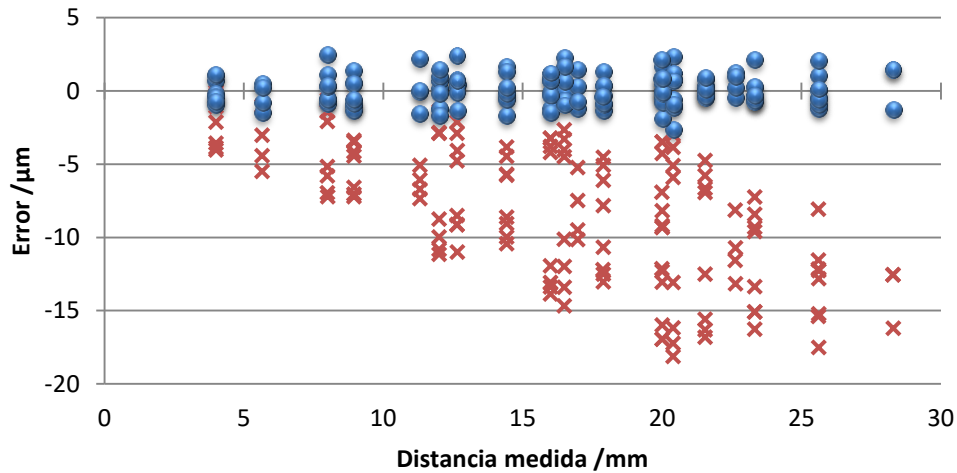


Figura 5.77. Error en distancia antes y después de compensar los parámetros de error.

Se ha logrado una mejoría notable también con la lente 10×, teniendo inicialmente errores en distancia de hasta 18 μm y tras la corrección todos los puntos están dentro de un margen de error de ± 2.5 μm.

5.8 Verificación de máquina herramienta con el Laser Tracker fuera

El comportamiento del Laser Tracker ha sido analizado en las secciones 5.2 y 5.3. Además, ha sido utilizado para la realización de la verificación de la máquina herramienta y para medir los movimientos del cabezal respecto de la mesa durante el proceso de medición de la placa patrón.

Llevar a cabo un montaje como el mostrado en la Figura 3.6 izquierda, donde el Laser Tracker se ancla a la mesa móvil de la máquina herramienta, puede tener complicaciones. Para empezar existe riesgo de colisión entre la estructura de la máquina herramienta y el equipo de medición. El Laser Tracker pierde visibilidad de parte de la zona de trabajo. Además, se añade cierto error en determinadas zonas de medición al tener que forzar el ángulo de incisión del láser en el retro-reflector, cuyos valores recomendables son por debajo de $\pm 15^\circ$ [147].

Por estos motivos y porque pretende buscar soluciones cada vez más precisas y más rápidas se plantea la posibilidad de realizar una verificación donde el Laser Tracker pueda colocarse fuera de la mesa móvil de la máquina herramienta. Como línea de investigación futura se presenta una nueva metodología para la verificación de máquina herramienta.

El método que se propone consiste en dividir la cadena cinemática del sistema Laser Tracker en máquina herramienta en dos sub-cadenas cinemáticas donde el Laser Tracker es el elemento que relaciona las dos sub-cadenas. La primera sub-cadena sería la relativa a la mesa y la segunda sub-cadena la del cabezal. Por lo tanto, para la verificación se realizarán dos mediciones, por una parte una recta del eje X y por otra parte un plano de los ejes YZ.

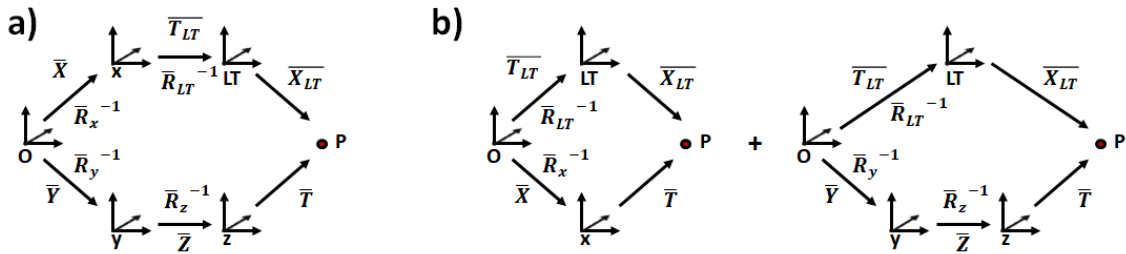


Figura 5.78. Modelo cinemático de máquina herramienta XFYZ con Laser Tracker: a) verificación convencional y b) metodología propuesta.

La principal ventaja es la sencillez del montaje. Además, al no tener que poner el Laser Tracker sobre la mesa, se puede elegir una posición del Laser que abarque toda la zona de trabajo con mejores ángulos de incisión sobre el retro-reflector. Además, el proceso de medición es mucho más rápido que en una verificación convencional donde se tiene que medir nube de puntos que abarque todo el espacio de trabajo. Esta mayor velocidad en la medición se traduce en que las derivas de temperatura sean menores.

Las ecuaciones de las dos sub-cadenas cinemáticas son las siguientes:

$$\overline{T}_{LT} + \overline{R}_{LT}^{-1} \cdot \overline{X}_{LT1} = \overline{X} + \overline{R}_X^{-1} \cdot \overline{T}, \quad (5.17)$$

$$\overline{T}_{LT} + \overline{R}_{LT}^{-1} \cdot \overline{X}_{LT2} = \overline{Y} + \overline{R}_Y^{-1} \cdot (\overline{Z} + \overline{R}_Z^{-1} \cdot \overline{T}), \quad (5.18)$$

donde $\overline{X_{LT1}}$ representa las coordenadas medidas por el Laser Tracker de la línea recta a lo largo del eje X, $\overline{X_{LT2}}$ representa las coordenadas medidas por el Laser Tracker en la medición del plano YZ.

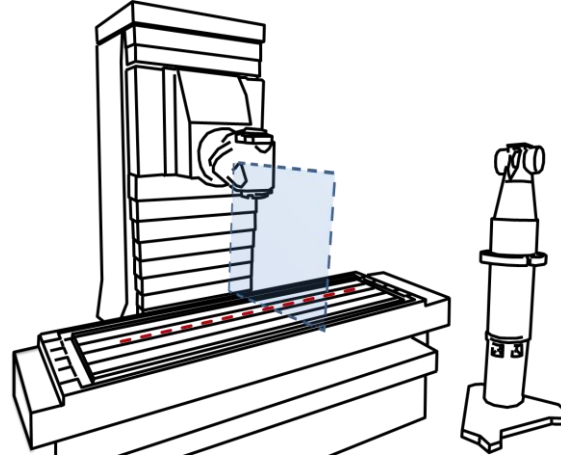


Figura 5.79. Representación de las mediciones realizadas.

El vector $\overline{T_{LT}}$ y la matriz $\overline{R_{LT}}$ son el vector de traslación y la matriz de rotación respectivamente. Estas componentes actúan sobre las coordenadas medidas como matrices de transformación del sistema de coordenadas Laser Tracker al sistema de coordenadas máquina herramienta.

$$\overline{T_{LT}} = \begin{pmatrix} t_x \\ t_y \\ t_z \end{pmatrix}, \quad (5.19)$$

$$\overline{R_{LT}} = \begin{pmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{pmatrix}, \quad (5.20)$$

Al mantener el Laser Tracker en la misma posición relativa a la máquina herramienta para las dos mediciones (la recta y el plano), estas matrices tienen los mismos valores en las dos sub-cadenas cinemáticas.

Los vectores \bar{X} , \bar{Y} y \bar{Z} representan los vectores lineales de los tres ejes de la máquina herramienta, donde x , y y z son las coordenadas nominales en el sistema de coordenadas máquina herramienta.

$$\bar{X} = \begin{pmatrix} x + xTx \\ xTy \\ xTz \end{pmatrix}, \quad (5.21)$$

$$\bar{Y} = \begin{pmatrix} yTx - y \cdot xWy \\ y + yTy \\ yTz \end{pmatrix}, \quad (5.22)$$

$$\bar{Z} = \begin{pmatrix} zTx - z \cdot xWz \\ zTy - z \cdot yWz \\ z + zTz \end{pmatrix}, \quad (5.23)$$

\overline{R}_X , \overline{R}_Y y \overline{R}_Z representan las matrices de errores rotación de los ejes X, Y y Z respectivamente.

$$\overline{R}_k = \begin{pmatrix} 1 & -kRz & kRy \\ kRz & 1 & -kRx \\ -kRy & kRx & 1 \end{pmatrix}, \quad (5.24)$$

Con $k = \{x, y\}$.

Por último, \overline{T} representa el vector de offset de la herramienta.

$$\overline{T} = \begin{pmatrix} x_T \\ y_T \\ z_T \end{pmatrix}. \quad (5.25)$$

En el proceso de medición de la recta y del plano, es conveniente que ambas cadenas tengan un punto común. La Figura 5.80 muestra como la recta y el plano tienen un punto en común.

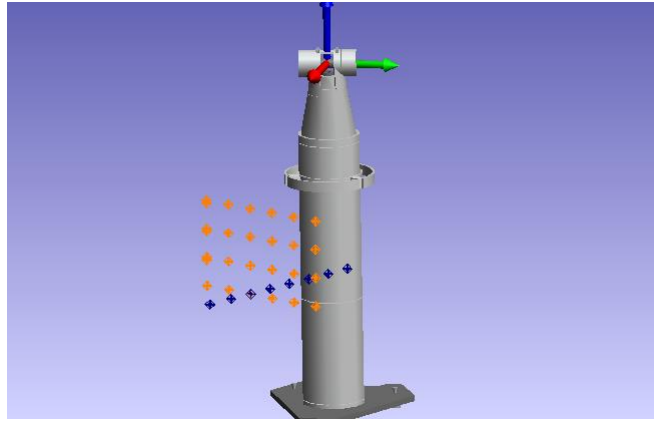


Figura 5.80. Mediciones en Spatial Analyzer.

Para poder estimar los errores de las matrices de rotación, es necesario realizar una medición con un offset conocido. Por lo tanto, será necesario medir dos rectas y dos planos, de forma que la segunda recta y el segundo plano tengan el mismo offset con respecto a las primeras. Para ello se ha realizado un montaje como el que se muestra en la siguiente Figura:



Figura 5.81. Montaje realizado para obtener mismo offset en las rectas y los planos.

De este modo, con un tridente y unas bases regulables en altura, se ha logrado que las dos bases ancladas a la mesa tengan el mismo offset que las dos bases del tridente.

Con los datos de las mediciones de dos rectas y dos planos, ya se puede optimizar y resolver el modelo cinemático mediante el algoritmo Levenberg-Marquardt.

Para comprobar que los parámetros de los errores obtenidos corrigen los errores de la máquina herramienta, se mide una nube de puntos nominales como si se tratase de una verificación convencional. La siguiente Figura muestra las desviaciones de estos puntos respecto a los nominales:

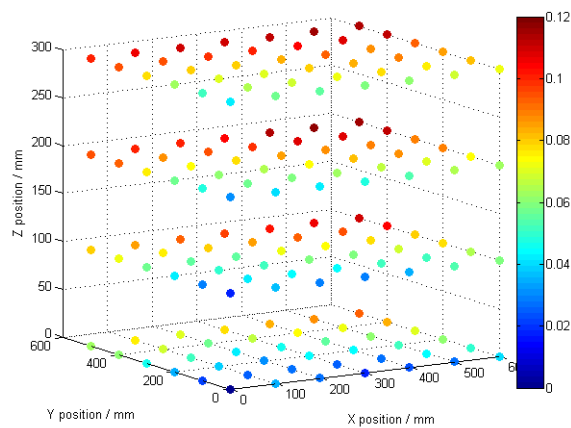


Figura 5.82. Error inicial.

A estos puntos se les aplica una corrección con los parámetros obtenidos de la medición de las dos rectas y los dos planos. Los errores residuales se muestran en la siguiente Figura:

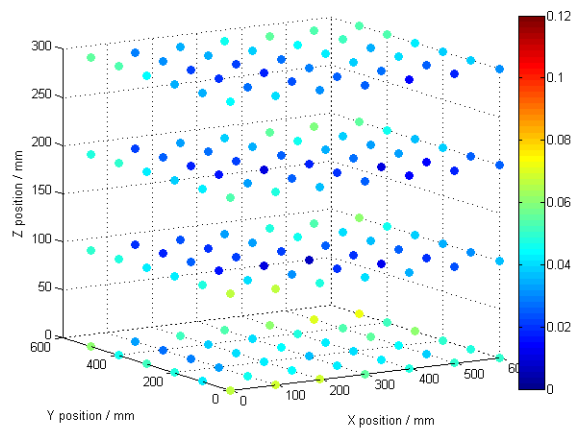


Figura 5.83. Error residual.

Se ha conseguido compensar los errores un 42.4%.

ANEXOS



6 ANEXOS

6.1 Índice de impacto de las publicaciones

El artículo ***Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements*** fue publicado en 2016 en la revista *Journal of Manufacturing Systems* con un índice de impacto JCR de 2.770 (JCR 2016 INDUSTRIAL ENGINEERING Q1, MANUFACTURING ENGINEERING Q2).

El artículo ***Lateral error compensation for stitching-free measurement with focus variation microscopy*** fue publicado en 2019 en la revista *Measurement Science and Technology* con un índice de impacto JCR de 1.861 (JCR 2018 MULTIDISCIPLINARY ENGINEERING Q2, INSTRUMENTS AND INSTRUMENTATIONS Q3).

El artículo ***Influence of laser tracker noise on the uncertainty of machine tool volumetric verification using the Monte Carlo method*** fue publicado en 2019 en la revista *Measurements* con un índice de impacto JCR de 2.791 (JCR 2018 MULTIDISCIPLINARY ENGINEERING Q2, INSTRUMENTS AND INSTRUMENTATIONS Q2).

El artículo ***Study on machine tool positioning uncertainty due to volumetric verification*** fue publicado en 2019 en la revista *Sensors* con un índice de impacto JCR de 3.031 (JCR 2018 INSTRUMENTS AND INSTRUMENTATIONS Q1).

6.2 Justificación de la contribución en coautoría

Mis contribuciones en la publicación ***Analysis of the initial thermal stabilization and air turbulences effects on Laser Tracker measurements*** han sido:

- Trabajo previo de estudio sobre el funcionamiento de los Laser Tracker.
- Diseño y desarrollo de los programas de las mediciones.
- Diseño, realización y análisis de los ensayos realizados.
- Preparación y redacción del artículo.

Mis contribuciones en la publicación ***Lateral error compensation for stitching-free measurement with focus variation microscopy*** han sido:

- Trabajo previo de estudio sobre el funcionamiento del Alicona.
- Diseño del artefacto utilizado en los ensayos.
- Desarrollo e implementación del modelo cinemático.
- Diseño, realización y análisis de los ensayos realizados.
- Preparación y redacción del artículo.

Mis contribuciones en la publicación ***Influence of laser tracker noise on the uncertainty of machine tool volumetric verification using the Monte Carlo method*** han sido:

- Trabajo previo de estudio sobre factores de influencia en la incertidumbre de verificación.
- Desarrollo del programa CNC para la medición de la placa calibrada.
- Desarrollo e implementación del modelo cinemático.
- Diseño, realización y análisis de los ensayos realizados.
- Preparación y redacción del artículo.

Mis contribuciones en la publicación ***Study on machine tool positioning uncertainty due to volumetric verification*** han sido:

- Trabajo previo de estudio sobre factores de influencia en la incertidumbre de verificación.
- Desarrollo del programa CNC para la medición de la placa calibrada.
- Desarrollo e implementación del modelo cinemático.
- Diseño, realización y análisis de los ensayos realizados.
- Preparación y redacción del artículo.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] L.T.C. Rolt, *A Short History of Machine Tools*, Cambridge, Massachusetts, USA: MIT Press (1965).
- [2] A. Siegel, Automatic programming of numerically controlled machine tools. *Control Engineering*, volume 3, issue 10, pp.65–70, 1956.
- [3] A. Slocum, *Precision Machine Design*, Prentice Hall, 1992.
- [4] M. Weck, P. McKeown, R. Bonse, U. Herbst, Reduction and compensation of thermal errors in machine tools. *Annals of the CIRP*, volume 44, issue 2, pp.589-598, 1995.
- [5] R. Ramesh, M.A. Mannan, A.N. Poo, Error compensation in machine tools – a review Part I: Geometric, cutting forces induced and fixture dependent errors. *International Journal of Machine Tool & Manufacture*, volume 40, pp.1235-1256, 2000.
- [6] R. Ramesh, M.A. Mannan, A.N. Poo, Error compensation in machine tools – a review Part II: Thermal errors. *International Journal of Machine Tool & Manufacture*, volume 40, pp. 1257-1284, 2000.
- [7] W. Knapp, Measurement uncertainty and machine tool testing. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, volume 51, pp.459-462, 2002.
- [8] S. Mekid, T. Ogedengbe, A review of machine tool accuracy enhancement through error compensation in serial and parallel kinematic machines. *International Journal of Precision Technology*, volume 1, pp.251-286, 2010.
- [9] W. Kwasny, P. Turek, J. Jedrzejewski, Survey of machine tool error measuring methods. *Journal of Machine Engineering*, volume 11, pp.39-48, 2011.
- [10] F. Delbressine, G.H.J. Florussen, L.A. Schijvenaars, P.H.J. Schellekens. Modelling thermomechanical behaviour of multi-axis machine tools. *Precision Engineering*, volume 30, pp.47-53, 2006.
- [11] H. Schwenke, W. Knapp, H. Haitjema, A. Weckenmann, R. Schmitt, F. Delbressine, Geometric error measurement and compensation of machines – An update. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, volume 57, pp.660-675, 2008.
- [12] R.J. Hocken, Machine tool accuracy. *Technology of Machine Tools*, volume 5, pp.83, 1980.
- [13] G. Schlesinger, *Testing Machine Tools* (7th Ed.), The Machinery Pub, Co. Ltd, 1966.
- [14] H. Kunzmann, E. Trapet, F. Wäldele, A Uniform Concept for Calibration, Acceptance Test, and Periodic Inspection of Coordinate Measuring Machines Using Reference Objects. *CIRP Annals*, volume 39, issue 1, pp.561-564, 1990.
- [15] S.H.H Zargarbashi, J.R.R. Mayer. Assessment of machine tool trunnion axis motion error, using magnetic double ball bar. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 46, pp.1823-1834, 2006.
- [16] G. Belforte, B. Bona, E. Canuto, F. Donati, F. Ferraris, I. Gorini, S. Morei, M. Peisino, S. Sartori, Coordinate Measuring Machines and Machine Tools Selfcalibration and Error Correction. *CIRP Annals*, volume 36, issue 1, pp.359-364, 1987.
- [17] E. Trapet, M. Franke, F. Härtig, H. Schwenke, F. Wäldele, M. Cox, A. Forbes, F. Delbressine, P. Schellekens, M. Trenk, H. Meyer, G. Moritz, Th. Guth, N. Wanner, Ch. Helmrath, P. Breger, Development of methods and guidelines to establish traceability for measurements with coordinate measuring machines, Directorate-General Science, Research and Development, 1999.
- [18] C. Sims, A.D. Hope, G.T. Smith, M. Gull, Correlation of machine tool and CMM accuracy and precision. *Proceedings of 4th LAMDAMAP Conference*, pp.389-402, 1999.

- [19] G. Schlesinger, Prüfbuch für Werkzeugmaschinen (1st Ed.), Julius Springer, 1927.
- [20] N. Taniguchi, On the basic concept of nanotechnology, Proc. of ICPE, Tokyo, 1974.
- [21] N. Taniguchi, Current status in and future trends of ultraprecision machining and ultrafine materials processing, Annals of the CIRP, volume 32, issue 2, pp.573, 1983.
- [22] N. Taniguchi, The state of the art of nanotechnology for processing of ultraprecision and ultrafine products. Precision Engineering, volume 16, issue 1, pp.5-24, 1994.
- [23] National Aerospace Standard NAS979 (Uniform Cutting Tests - NAS series - Metal cutting equipment specifications). Section 4.3.3.5.1 - Composite cutting test.
- [24] ISO 10791-7 2014: Test conditions for machining centres - Part 7: Accuracy of finished test pieces.
- [25] American Standard B5.54-2005 Methods for Performance Evaluation of Computer Numerically Controlled Machining Centres, The American Society of Mechanical Engineers, 2005.
- [26] W. Knapp, U. Tschudi, A. Bucher, Comparison of different artefacts for interim coordinate measuring machine checking: a report from the Swiss Standards Committee. Precision Engineering, volume 13, issue 4, pp.277-291, 1991.
- [27] E. Trapet, F. Wäldele, A reference object based method to determine the parametric error components of coordinate measuring machines and machine tools. Measurements, volume 9, issue 1, pp.17-22, 1991.
- [28] J.B. Bryan, A simple method for testing measuring machines and machine tools – Part 1: Principles and application. Precision Engineering, volume 4, issue 2, pp.61-69, 1982.
- [29] J.B. Bryan, A simple method for testing measuring machines and machine tools – Part 2: Construction details. Precision Engineering, volume 4, issue3, pp.125-138, 1982.
- [30] ISO 230-4:2005 - Test code for machine tools - Part 4: Circular tests for numerically controlled machine tools.
- [31] Japanese standard JIS B-6190-4:2008 - Test code for machine tools - Part 4: Circular tests for numerically controlled machine tools.
- [32] Chinese standard GB/T17421.4-2016 - Test code for machine tools - Part 4: Circular tests for numerically controlled machine tools.
- [33] G. Zhang, R. Ouyang, B. Lu, R. Hocken, A displacement method for machine geometry calibration. CIRP Annals, volume 37, issue 1, pp.515-518, 1988.
- [34] G. Chen, J. Yuan, J. Ni, A displacement measurement approach for machine geometric error assessment. International Journal of Machine Tool and Manufacture, volume 41, issue 1, pp.149-161, 2001.
- [35] C. Wang, Laser vector measurement technique for the determination and compensation of volumetric positioning errors, Part I: Basic theory. Review of Scientific Instruments, volume 71, issue 10, pp.3933-3937, 2000.
- [36] J. Janeczko, B. Griffin, C. Wang, Laser vector measurement technique for the determination and compensation of volumetric positioning errors, Part II: Experimental verification. Review of Scientific Instruments, volume 71, issue 10, pp.3938-3941, 2000.
- [37] S.W. Kim, H.G. Rhee, J.Y. Chu, Volumetric phase-measuring interferometer for three-dimensional coordinate metrology. Precision Engineering, volume 27, pp.205-215, 2003.
- [38] H.F.F. Castro, M. Burdekin, Dynamic calibration of the positioning accuracy of machine tools and coordinate measuring machines using a laser interferometer. International Journal of Machine Tool and Manufacture, volume 43, issue 9, pp.947-954, 2003.

- [39] M. Chapman, Limitations of laser diagonal measurements. *Precision Engineering*, volume 27, issue 4, pp.401-406, 2003.
- [40] J.A. Soons, Analysis of the step-diagonal test. *Proceedings of 7th LAMDAMAP Conference*, pp.126-137, 2005.
- [41] O. Svoboda, Testing the diagonal measurement technique. *Precision Engineering*, volume 30, issue 2, pp.132-144, 2006.
- [42] S. Ibaraki, T. Hata, A. Matsubara, A new formulation of laser step diagonal measurement – two dimensional case. *Precision Engineering*, volume 33, issue 1, pp.56-64, 2009.
- [43] S. Ibaraki, T. Hata, A new formulation of laser step diagonal measurement – two dimensional case. *Precision Engineering*, volume 34, issue 3, pp.516-525, 2010.
- [44] K. Umetsu, R. Furtmani, S. Osawa, T. Takatsuji, T. Kurosawa, Geometric calibration of a coordinate measuring machine using a laser tracking system. *Measurement Science and Technology*, volume 16, issue 12, pp.2466-2472, 2005.
- [45] H. Schwenke, M. Franke, J. Hannaford, H. Kunzmann, Error mapping of CMMs and machine tools by a single tracking interferometer. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, volume 54, issue 1, pp. 475–478, 2005.
- [46] H. Schwenke, R. Schmitt, P. Jatzkowski, C. Warmann, On-the-fly calibration of linear and rotary axes of machine tools and CMMs using a tracking interferometer. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, volume 58, issue 1, pp.477-480, 2009.
- [47] W. JingDong, G. JunJie, Research on volumetric error compensation for NC machine tool based on laser tracker measurement. *Technological Sciences*, volume 55, issue 11, pp.3000-3009, 2012.
- [48] J. Wang, J. Guo, G. Ahzng, B. Guo, H. Wang, The technical method of geometric error measurement for multi-axis NC machine tool by laser tracker. *Measurement Science and Technology*, volume 23, issue 4, 11 pp., 2012.
- [49] J. Wang, J. Guo, B. Zhou, J. Xiao, The detection of rotary axis of NC machine tool based on multi-station and time-sharing measurement. *Measurement*, volume 45, issue 7, pp.1713-1722, 2012.
- [50] K. Wendt, H. Schwenke, W. Bösemann, M. Dauke, Inspection of large CMMs by sequential multi-lateration using a single laser tracker, *Proceedings of 6th LAMDAMAP Conference*, pp.121-139, 2003.
- [51] S. Aguado, D. Samper, J. Santolaria, J.J. Aguilar, Machine Tool Rotary Axis Compensation Trough Volumetric Verification Using Laser Tracker, *Procedia Engineering*, volume 63, pp.582-590, 2013.
- [52] S. Aguado, J. Santolaria, D. Samper, J.J. Aguilar, Influence of measurement noise and laser arrangement on measurement uncertainty of laser tracker multilateration in machine tool volumetric verification, *Precision Engineering*, volume 37, issue 4, pp.929-943, 2013.
- [53] S. Aguado, D. Samper, J. Santolaria, J.J. Aguilar, Identification strategy of error parameter in volumetric error compensation of machine tool based on laser tracker measurements. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 53, pp. 169-160, 2012.
- [54] K.M. Dassanayake, M. Tsutsumi, A. Saito, A strategy for identifying static deviations in universal spindle head type multi-axis machining centers. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, volume 46, pp.1097-1106, 2006.
- [55] G. Zhang, Y. Zang, A method for machine calibration using 1D ball array. *Annals of the CIRP*, volume 40, pp.519-522, 1991.
- [56] J.A. Soons, Modeling thee of multi-axis machines, a general methodology. *Precision Engineering*, volume 14, issue 1, pp.5-10, 1992.

- [57] S. Sartori, G.X. Zhang, Geometric error measurement and compensation of machines. *Annals of the CIRP*, volume 44, issue 2, pp.599-609, 1995.
- [58] B. Bringmann, W. Knapp, Model-based chase-the-ball calibration of a 5-axes machining center. *Annals of the CIRP*, volume 55, issue 1, pp.531-534, 2006.
- [59] G.H.J. Florussen, F.L.M. Delbressine, M.J.G van de Molengraft, P.H.J. Schellekens, Assessing geometrical errors of multi-axis machines by three-dimensional length measurement. *Measurement* 30, pp.241-255, 2001.
- [60] P.H. Pereira, R.J. Hocken, Characterization and compensation of dynamic errors of a scanning coordinate measuring machine. *Precision Engineering*, volume 31, issue 1, pp.22-32, 2007.
- [61] F. Rehsteiner, S. Weikert, Z. Rak, Accuracy optimization of machine tools under acceleration loads for the demands of high-speed-machining. *Proceedings of the ASPE Annual Meeting*, pp.602-605, 1998.
- [62] VDI/VDE Guideline 2617-1:1986, Accuracy of coordinate measuring machines-characteristics and their checking, generalities, 1986.
- [63] L. Andolfatto, S. Lavernhe, J.R.R. Mayer. Evaluation of servo, geometric and dynamic error sources on five-axis high-speed machine tool, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 51, pp.787-796, 2011.
- [64] M. Arnone, High performance machining, Modern Machine Shop Publications, 1998.
- [65] D. Dornfeld, D. Lee, Machine design for precision manufacturing. Springer, 2008.
- [66] J. Bryan, International status of thermal error research. *Annals of the CIRP*, volume 39, issue 2, pp.645-656, 1990.
- [67] X. Junyong, W. Bo, H. Yuomin, S. Tielin, Experimental research on factors influencing thermal dynamics characteristics of feed system. *Precision Engineering*, volume 34, issue 2, pp.357-368, 2009.
- [68] P. Majda, Modeling of geometric errors of linear guideway and their influence on joint kinematic error in machine tools. *Precision Engineering* volume 36, issue 3, pp.369-78, 2012.
- [69] ISO 841:2001 Industrial Automation Systems and Integration – Numerical Control of Machines – Coordinate System and Motion Nomenclature.
- [70] VDI/VDE 2617-3 (1989) Accuracy of Coordinate Measuring Machines: Characteristic Parameters and Their Checking Components of Measurement Deviation of the Machine.
- [71] S. Aguado, D. Samper, J. Santolaria, J.J. Aguilar. Towards an effective strategy in volumetric error compensation of machine tools. *Measurement Science and Technology*, 2012, 23, 12pp. doi:10.1088/0957-0233/23/6/065003
- [72] S. Aguado, J. Santolaria, D. Samper, J. Aguilar, J. Velazquez, Improving a real milling machine accuracy through an indirect measurement of its geometric errors, *Int. Journal of Manufacturing Systems*, 2016, 40, pp. 26-36.
- [73] M. Soori, B. Arezoo, M. Habibi, Dimensional and geometrical errors of three-axis CNC milling machines in a virtual machining system, *Computer-Aided Design*, volume 45, pp.1306-1313, 2013.
- [74] H. Schwenke, C. Warmann, High speed high accuracy multilateration system based on tracking interferometers, 10th IMEKO TC14 Symposium on Laser Metrology for Precision Measurement and Inspection in Industry, Braunschweig (Germany), 2011.
- [75] M. Uekita, Y. Takaya, On-machine dimensional measurement of large parts by compensating for volumetric errors of machine tools, *Precision Engineering*, volume 43, pp.200-210, 2016.
- [76] F. Ezedine, J.M. Linares, J.M. Sprauel, J. Chaves-Jacob, Smart sequential multilateration measurement strategy for volumetric error compensation of an extra-small machine tool, *Precision Engineering*, volume 43, pp.178-186, 2016.

- [77] S. Aguado, D. Samper, J. Santolaria, J.J. Aguilar, Machine tool rotary axis compensation through volumetric verification using Laser Tracker, Proceedings of 5th Manufacturing Engineering Society International Conference, Zaragoza (Spain), pp.582-590, 2013.
- [78] Z. Wang, P.G. Maropolous, Real-time error compensation of a three-axis machine tool using a laser tracker, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, volume 69, pp.919-933, 2013.
- [79] A. Wan, L. Song, J. Xu, S. Liu, K. Chen, Calibration and compensation of machine tool volumetric error using a laser tracker, International Journal of Machine Tools and Manufacture, volume 124, pp.126-133, 2018.
- [80] H.J. Pahk, Y.S. Kim, J.H. Moon, New Technique for volumetric error assessment of CNC machine tools incorporating ball bar measurement and 3D volumetric error model, International Journal of Machine Tools and Manufacture, volume 37, pp.1583-1596, 1997.
- [81] UNE-ISO 230-1:2014 Geometric accuracy of machines operating under no-load or quasi-static conditions.
- [82] J. Bryan, International status of thermal error research, Annals of the CIRP, volume 16, pp.203-215, 1968.
- [83] E.R. McClure, The significance of thermal effects in manufacturing and metrology, Annals of the CIRP, volume 15, issue 1, pp.61-66, 1967.
- [84] C. Zhang, F. Gao, Y. Li, Thermal error characteristic analysis and modeling for machine tools due to time-varying environmental temperature, Precision Engineering, volume 47, pp.231-238, 2017.
- [85] S. Fletcher, A.P. Longstaff, A. Myers, Compensation of thermal errors on a small vertical milling machine. Sixth International Conference on Laser Metrology, Machine Tool, CMM and Robot Performance, pp.432-441, 2005.
- [86] N. Srinivasa, J.C. Ziegert, Automated measurement and compensation of thermally induced error maps in machine tools. Precision Engineering, volume 19, pp.112-132, 1996.
- [87] A.J. White, S.R. Postlethwaite, D.G. Ford, An investigation into the relative accuracy of ball-screws and linear encoders over a broad range of application configurations and usage conditions. Transactions on Engineering Sciences, volume 23, pp.345-355, 1999.
- [88] A. Frank, F. Ruech, Position measurement in CNC machines: rotary encoder versus linear transducer, how to cope with the thermal problems. Transactions on Engineering Sciences, volume 23, pp.369-378, 1999.
- [89] J.B. Richard, Applications of air bearing spindles and automatic tool setting to contour machining. Proceedings of the International MTDR Conference, Birmingham (England), 1965.
- [90] K. Sato, Y. Murayama, S. Imada, A. Shimokohbe, Control and Elimination of Lead Screw Backlash for Ultra-Precision Positioning, The Japan Society of Mechanical Engineering International Journal, volume 38, issue 1, pp.36-41, 1995.
- [91] UNE-ISO 3408-3:2011. Husillos a bolas – Parte 3: Condiciones y ensayos de recepción, 2011.
- [92] X. Min, J. Shuyun, C. Ying, An improved thermal model for machine tool bearings, International Journal of Machine Tools & Manufacture, volume 47, pp.53-62, 2007.
- [93] Z. Haitao, Y. Jianguo, S. Jinhua, Simulation of thermal behavior of a CNC machine tool spindle, International Journal of Machine Tools & Manufacture, volume 47, pp.1003-1010, 2007.
- [94] E. Gomez-Acedo, A. Olarra, L.N. López de la Calle, A method for thermal characterization and modeling of large gantry-type machine tools, International Journal of Advanced Manufacturing Technology, volume 62, pp.875-886, 2012.
- [95] A. Arana, A. Oyanguren, A. Gallo, R. Gonzalez, J. Larrañaga, I. Ulacia, Estrategias para el enfriamiento de husillos a bolas en máquinas de alta dinámica con el objetivo de mejorar errores de posicionamiento, XIX Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica, Castellón (Spain), 2012.

- [96] J. Mayr, J. Jedrzejewski, E. Uhlmann, M.A. Donmez, W. Knapp, F. Härtig, K. Wendt, T. Moriwaki, P. Shore, R. Schmitt, C. Brecher, T. Würz, K. Wegener, Thermal issues in machine tools, *Annals of the CIRP – Manufacturing Technology*, volume 61, pp.771-791, 2012.
- [97] N.S. Mian, S. Fletcher, A.P. Longstaff, A. Myers, Efficient estimation by FEA of machine tool distortion due to environmental temperature perturbations, *Precision Engineering*, volume 37, pp.372-379, 2013.
- [98] A.P. Longstaff, S. Fletcher, S. Parkinson, A. Myers, The role of measurement and modelling of machine tools in improving product quality. *International Journal of Metrology and Quality Engineering*, volume 4, pp.177-184, 2013.
- [99] J. Vyrubal, Compensation of machine tool thermal deformation in spindle axis direction based on decomposition method, *Precision Engineering*, volume 36, pp.121-127, 2012.
- [100] J.H. Lee, S.H. Yang, Statistical optimization and assessment of a thermal error model for CNC machine tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 42, pp.147-155, 2002.
- [101] Z.C. Du, J.G. Yang, Z.Q. Yao, B.Y. Xue, Modeling approach of regression orthogonal experiment design for the thermal error compensation of a CNC turning center. *Journal of Materials Processing Technology*, volume 129, issues 1-3, pp.619-623, 2002.
- [102] D.S. Lee, J.Y. Choi, D.H. Choi, ICA based thermal source extraction and thermal distortion compensation method for a machine tool, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 43, pp.589-597, 2003.
- [103] U. Heisel, G.Koscák, T. Stehle, Thermography-based investigation into thermally induced positioning errors of feed drivers by example of a ball screw, *Annals of the CIRP - Manufacturing Technology*, volume 55, issue 1, pp.423-426, 2006.
- [104] S. Fletcher, A.P. Longstaff, A. Myers, Flexible modelling and compensations of machine tool thermal errors. Conference: 20th Annual Meeting of American Society for Precision Engineering, Norfolk (USA), 2005.
- [105] H. Yang, J. Ni, Adaptive model estimation of machine tool thermal errors based on recursive dynamic modeling strategy. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 45, pp.1-11, 2005.
- [106] E. Gomez-Acedo, A. Olarra, J. Orive, L.N. López de la Calle, Methodology for the design of a thermal distortion compensation for large machine tools based in state-space representation with Kalman filter. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 75, pp.100-108, 2013.
- [107] Y. Kang, C.W. Chang, Y. Huang, C.L. Hsu, I.F. Nieh, Modification of a neural network utilizing hybrid filters for the compensation of thermal deformation in machine tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, volume 47, issue 2, pp.376-387, 2007.
- [108] Y. Zhang, J. Yang, H. Jiang, Machine tool thermal error modeling and prediction by grey neural network, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, volume 59, pp.1065-1072, 2012.
- [109] UNE-EN ISO 10360-5:2012. Especificación geométrica de productos (GPS). Ensayos de aceptación y de verificación periódica de máquinas de medición por coordenadas (MMC) – Parte 5: MMC que utilizan sistemas de palpado con palpador único y palpador múltiple, 2012.
- [110] S. Fletcher, S.R. Postlethwaite, D.G. Ford, Machine tool error identification and compensation advice system, *Proceedings of LAMDAMAP IV*, pp.323-334, 1999.
- [111] M.A. Donmez, D.S. Blomquist, R.J. Hocken, C.R. Liu, M.M. Barash, A general methodology for machine tool accuracy enhancement by error compensation, *Precision Engineering*, volume 8, issue 4, pp.187-196, 1986.
- [112] D.G. Ford, S.R. Postlethwaite, Error Compensation applied to high precision machinery, *Proceedings of LAMDAMAP I*, pp.105-112, 1993.
- [113] J.S. Chen, J.X. Yuan, J. Ni, S.M. Wu, Real-time compensation for time-variant volumetric errors on a machining center. *Journal of Engineering for Industry*, volume 115, pp.472-479, 1993.

- [114] R.S. Lee, C.H. She, Developing a postprocessor for three types of five-axis machine tools. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, volume 13, issue 9, pp.658-665, 1997.
- [115] M.H. Attia, S. Fraser, A generalized modelling methodology for optimized real-time compensation of thermal deformation of machine tools and CMM structures. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 39, pp.1001-1016, 1999.
- [116] A.C. Okafor, Y.M. Ertekin, Derivation of machine tool error models and error compensation procedure for three axes vertical machining center using rigid body kinematics, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 40, pp.1199-1213, 2000.
- [117] M.G. Mehrabi, G. O'Neil, B.K. Min, Z. Pasek, Y. Koren, P. Szuba, Improving machining accuracy in precision line boring, *Journal of Intelligent Manufacturing*, volume 13, pp.379-389, 2002.
- [118] H. Shen, J. Fu, Y. He, X. Yao, On-line Asynchronous Compensation Methods for static/quasi-static error implemented on CNC machine tools, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 60, pp.14-26, 2012.
- [119] Z. Wang, P.G. Maropolous, Real-time error compensation of a three-axis machine tool using a laser tracker, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, volume 69, pp.919-933, 2013.
- [120] J.H. Lee, Y. Liu, S. Yang, Accuracy improvement of miniaturized machine tool Geometric error modeling and compensation, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 46, pp.1508-1516, 2006.
- [121] C.H. She, C.C. Chang, Design of a generic five-axis postprocessor based on generalized kinematics models of machine tool. *International Journal of Machine Tool & Manufacture*, volume 47, issues 3-4, pp.537-545, 2007.
- [122] C. Brecher, F. Hoffmann, Multi-criteria comparison of standardised kinematic structures for machine tools, in: *Proceedings of the Fifth Chemnitz Parallel Kinematics Seminar*, Verlag Wissenschaftliche Skripten, Zwickau, 2006.
- [123] B. Bringmann, 3D error compensation for parallel kinematics, *The 5th Chemnitz Parallel Kinematics Seminar*, pp.531-546, 2006.
- [124] D. Leete, Automatic compensation of alignment errors in machine tools. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, volume 1, issue 4, pp.293-324, 1961.
- [125] J.A. Baughman, Multi-axis machining APT, *Numerical Control User's Handbook*, McGraw Hill, 1970.
- [126] R. Schultschik, The components of volumetric accuracy, *Annals of the CIRP*, volumen 26, issue 1, pp.223-228, 1977.
- [127] P. Ferreira, C. Liu, An analytical model for the geometric error of a machine tool, *Journal of Manufacturing Systems*, volumen 5, issue 1, pp.51-63, 1986.
- [128] Y. Lin, Y. Shen, Modelling of five-axis machine tool metrology models using the matrix summation approach, *Advanced Manufacturing Technology*, volume 21, pp.243-248, 2003.
- [129] N.A. Duffie, J.G. Bollinger, Generation of parametric kinematic error correction functions from volumetric error measurements, *Manufacturing Technology*, volume 34, issue 1, pp.435-438, 1985.
- [130] O. Remus, H. Feng, Configuration analysis of five-axis machine tools using a generic kinematic model, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, volume 44, pp.1235-1243, 2004.
- [131] D. Acosta, J. Velázquez, J.A. Albajez, J.A. Yagüe, M.A. Lope, Machine tool verification according to machine configuration, *Proceedings of 5th Manufacturing Engineering Society International Conference*, Zaragoza (Spain), pp.700-709, 2013.
- [132] JCGM 100:2008. Evaluación de datos de medición - Guía para la Expresión de la Incertidumbre de Medida, 2008.

- [133] ISO/IEC FDIS 17000: Evaluación de la conformidad. Vocabulario y principios generales, 2004.
- [134] A.B. Forbes, Measurement uncertainty and optimized conformance assessment, *Measurement*, 2006, 39(9), pp. 808–814.
- [135] J.E. Muelaner, M. Chappell, P.S. Keogh, A unified approach to uncertainty for quality improvement, 12th International Conference and Exhibition on Laser Metrology, Machine Tool, CMM and Robotic Performance, LAMDAMAP 2017, EUSPEN, pp. 164-174.
- [136] JCGM 200:2008 International Vocabulary of Basic and General Terms in Metrology; VIM, 3rd Edition, 2008.
- [137] U. Diekmann: Metrology and testing systems-catalysts for economic and social development. OIML Bulletin, Vol. XLIII, No.2, April 2002, pp 48-50.
- [138] ISO 13041-1:2004 Test conditions for numerically controlled turning centres – Part 1: Geometric tests for machines with a horizontal workholding spindle.
- [139] R.K. Leach, Optical measurement of surface topography. 2011. Springer-Verlag, Berlin.
- [140] R. Sugahara, M. Masuzawa, Y. Ohsawa, Performance test of laser trackers of FARO. Proceedings of the 7th annual meeting of Particle Accelerator Society of Japan, pp.1232, 2010.
- [141] G. Gassner, R. Ruland, Instrument test with the new Leica AT401. The 11th International Workshop on Accelerator Alignment (IWAA2010), 2010.
- [142] B. Edlén, The refractivity of air. *Metrologia*, volume 2, issue 2, pp.71–80, 1966.
- [143] J. Muelaner, O.C. Martin, P.G. Maropoulos, Metrology enhanced tooling for aerospace (META): strategies for improved accuracy of jig built structures. SAE Aerotech, 2011-10-18-2011-10-21, 2011.
- [144] W.T. Estler, S.D. Phillips, B. Borchardt, T. Hopp, C. Witzgall, M. Levenson, K. Eberhardt, M. MacClain, Error compensation for CMM touch trigger probes. *Precision Engineering*, volume 19, issues 2–3, pp.85-97, 1996.
- [145] www.renishaw.es/es/en-primera-linea-guia-para-la-seleccion-del-palpador-de-una-mmc--10927 (acceso el 28 de marzo de 2019)
- [146] A. Alburayt, W.P. Sya, R.K. Leach, Lateral scale calibration for focus variation microscopy. *Measurement Science and Technology*, volume 29,065012 (8pp), 2018.
- [147] O. Jianfei, L. Wanli, Q. Xinghua, Y. Yonggang, The effect of beam incident angles on cube corner retro-reflector measuring accuracy. *Proc. of SPIE*, volume 6834, 68342J, 2007.



***Departamento de Ingeniería
de Diseño y Fabricación***